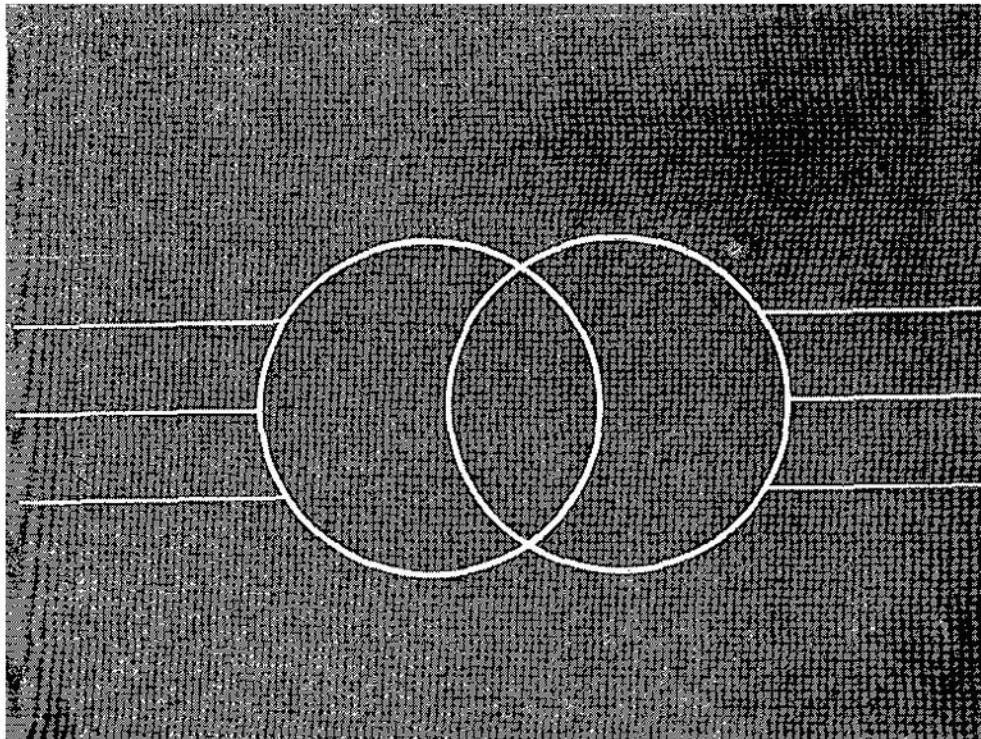


## Apartado segundo

### Transformadores





## CAPÍTULO XII

### DEFINICIONES Y ELEMENTOS DE CONSTRUCCIÓN FUNDAMENTALES DE LOS TRANSFORMADORES

#### 12-1. Evolución de la construcción de transformadores [8]

Anteriormente (véase la introducción) dijimos que los fundadores de la construcción de transformadores fueron los electrotécnicos rusos P. N. Yáblochkov, I. F. Usagin y M. O. Dolivo-Dobrovolski, que crearon el tipo de transformador trifásico para transmitir la energía eléctrica. Comenzando desde la última década del siglo pasado el tipo primogénito del transformador seco se iba paulatinamente reemplazando por el transformador en aceite. Las averías que al principio tenían lugar por la incapacidad de poder proteger el aceite contra la acción oxidante del aire fueron prácticamente eliminadas con los conservadores de aceite que encontraron aplicación general a mediados de la primera década de nuestro siglo.

La utilización del acero aleado, llamado acero para transformadores, ejerció mucha influencia en la evolución de los transformadores. Basta con decir que desde el año 1904 hasta 1911 el peso del acero de un transformador en aceite de 20 kV·A de potencia disminuyó más de dos veces, y el peso del cobre, en casi un 40%, conservando el mismo rendimiento o haciéndolo aún mayor. Posteriormente fue disminuyendo el peso de los materiales activos del transformador y actualmente, con la utilización del acero laminado en frío, se trazan en este sentido nuevas perspectivas.

Puesto que son muchísimos los tipos de transformadores que existen, aquí sólo nos limitaremos a describir la característica breve de los transformadores de potencia que son los que representan mayor interés a causa del impetuoso desarrollo de los sistemas electroenergéticos.

Desde el año 1905 hasta 1940 el consumo de energía eléctrica en los países industrialmente desarrollados se duplicaba aproximadamente cada 8—10 años. Las potencias de las centrales eléctricas y las potencias de los grupos y transformadores que en ellas se instalaban crecían también proporcionalmente. Para el año 1930 ya se había construido un transformador trifásico de cinco columnas de 100 000 kV·A de potencia, y para el año 1936 otro transformador trifásico de un grupo de  $3 \times 65 = 195$  mil kV·A de potencia con enfriamiento normal por soplado y otro de  $3 \times 80 = 240$  mil kV·A con refrigeración forzada. Para la central

hidroeléctrica "Volzhskaya" V. I. Lenin fueron construidos grupos de transformadores de  $3 \times 123\ 500$  kV·A de potencia.

De acuerdo con el desarrollo de las líneas de transmisión de energía eléctrica a grandes distancias y con el fin de utilizar especies de combustible de pequeña potencia calorífica y, particularmente, los recursos acuáticos, crecía la tensión de servicio de los transformadores desde 110 kV en el año 1907 hasta 220 kV en el año 1921, 287,5 kV en 1937, 400 kV en 1952 y 500 kV en 1969. La central hidroeléctrica "Volzhskaya" V. I. Lenin transmite a Moscú energía eléctrica con una tensión de 400 kV.

La construcción y la explotación de transformadores de gran potencia han planteado ante los constructores de transformadores una serie de problemas difíciles e importantes, así como: a) la elevación del rendimiento del transformador, b) el enfriamiento del transformador y c) la protección del transformador contra las sobretensiones.

El problema del rendimiento de los transformadores de potencia tiene para el servicio de éstos una importancia muy grande, puesto que la energía engendrada en una central eléctrica está sometida a una triple y, a menudo, cuádruple transformación antes de llegar al receptor. Para elevar el rendimiento del transformador se necesitaba perfeccionar los métodos de cálculo de los transformadores y mejorar su construcción, utilizar nuevos materiales de mejor calidad o utilizar los materiales de calidad dada de un modo más racional.

El problema del enfriamiento de los transformadores admite diferentes soluciones. Al principio las cubas de los transformadores de poca potencia se hacían de hierro ondulado y en los transformadores de gran potencia se utilizaba ampliamente la refrigeración interior del aceite por agua. Pero tales transformadores no resultaron ser lo suficientemente fiables en el servicio y cedieron su puesto a los transformadores con cubas de tipo tubular para potencias de hasta 2000 kV·A y de tipo radiador con enfriamiento natural para potencias de hasta 7500 kV·A inclusive, y a los transformadores de enfriamiento por soplado de mayor potencia. Hasta antes de la Segunda Guerra Mundial se utilizaba el soplado centralizado del transformador desde uno o dos ventiladores comunes para éste, pero actualmente cada radiador es soplado por separado mediante ventiladores de poca potencia incorporados en él (véase la fig. 12-20).

Desde la construcción de las primeras líneas de alta tensión se ha manifestado un interés excepcional por el problema de la protección de los transformadores contra las sobretensiones. Las investigaciones han demostrado que algunos aditamentos de protección como, por ejemplo, el reforzamiento del aislamiento de las bobinas de los extremos son insuficientes, mientras que otros, por ejemplo, los reactores protectores, son prácticamente ineficaces. Por eso, a principios de siglo surgió la idea del así llamado transformador no resonante, o a prueba de descargas atmosféricas, en el cual la tensión se distribuye a lo largo del devanado más o menos uniformemente e independientemente del régimen de servicio del transformador. En el año 1929 fue

construido un transformador a prueba de descargas atmosféricas con protección completa por capacidad, y más tarde, en el año 1937, en la Fábrica de Transformadores de Moscú fue construido otro transformador con protección parcial por capacidad. Actualmente esta protección se utiliza en todos los transformadores de 110 kV y más alta tensión que se fabrican en la URSS.

Además del tipo principal de los transformadores de potencia se han creado varios tipos de transformadores de esta clase con características especiales. En la segunda década de nuestro siglo ya estaban ampliamente difundidos los transformadores *de tres devanados* (véase más abajo el cap. 23).

Por otra parte, el servicio conjunto de sistemas energéticos de gran potencia requiere transformadores *con regulación de tensión bajo carga* tanto en magnitud como en fase (la llamada regulación longitudinal y transversal). Con el amplio desarrollo de las plantas electrometalúrgicas y electroquímicas se han creado tipos de transformadores potentes para hornos e instalaciones rectificadoras. Para las operaciones de soldadura (por arco, contacto, a tope, etc.), se han creado los respectivos tipos de transformadores para soldadura.

De lo antedicho se deduce que la fabricación de transformadores ha alcanzado un nivel de desarrollo muy alto y es capaz de satisfacer las exigencias que ante ésta se plantean.

## 12-2. Definiciones fundamentales

Se denomina transformador un aparato electromagnético estático destinado para transformar un sistema, primario, de corriente alterna en otro, secundario, con la misma frecuencia, pero con otras características, en particular, tensión y corriente distintas.

Por regla general el transformador consta: a) del núcleo armado con chapas de acero para transformadores, y b) dos o varios devanados acoplados electromagnéticamente y en el caso del autotransformador conectados también eléctricamente.

El transformador que tiene dos devanados se denomina *de doble devanado*, el transformador con tres o varios devanados se denomina *de tres devanados* o *de devanados múltiples*. Según la clase de corriente los transformadores se clasifican en monofásicos, trifásicos y polifásicos. Se entiende por *devanado del transformador polifásico* el conjunto de todos los devanados de fase de igual tensión, conectados entre sí de un modo determinado. El devanado del transformador, al cual se aplica la energía de la corriente alterna se denomina *primario* y el otro, del cual se toma la energía se llama *secundario*. En concordancia con las denominaciones de los devanados, todas las magnitudes relacionadas con el devanado primario como, por ejemplo, potencia, corriente, resistencia, etc., se denominan también primarias y las relacionadas al devanado secundario, secundarias.

El devanado conectado a la red de tensión más alta se denomina *devanado de alta tensión (AT)*; y el devanado acoplado a la red de ten-

sión más baja se denomina *devanado de baja tensión* (BT). Si la tensión secundaria es más baja que la primaria, entonces el transformador se llama *reductor*, y si es más alta, *elevador*.

Se denomina *transformador de tomas* el transformador cuyos devanados tienen derivaciones especiales para variar la relación de transformación de transformador.

Para evitar la influencia nociva del aire sobre el aislamiento de los devanados y mejorar las condiciones de refrigeración del transformador, su núcleo junto con los devanados instalados en él se introduce en una cuba llena de aceite para transformadores. Estos transformadores se llaman transformadores *en aceite*. Los transformadores que no están sumergidos en aceite se denominan transformadores *secos*.

### 12-3. Magnitudes nominales de los transformadores

Las magnitudes nominales de los transformadores: potencia, tensión, corriente, frecuencia, etc., están marcados en la placa de características que debe estar situada en un lugar de libre acceso. El término "nominal" puede aplicarse también a las magnitudes que no figuran en la placa pero que pertenecen al régimen nominal, así como, el rendimiento nominal, las condiciones nominales de temperatura del medio refrigerante, etc.

Se denomina *régimen nominal de servicio* de un transformador el régimen indicado en la placa de características del transformador.

Se denomina *potencia nominal* del transformador la potencia en los bornes del devanado secundario, indicada en la placa de características y expresada en kilovoltamperios.

Se denomina *tensión primaria nominal* la tensión indicada en la placa de características; si el devanado primario tiene derivaciones, su tensión nominal se indica especialmente.

Se denomina *tensión secundaria nominal* la tensión en los bornes del secundario de un transformador en vacío cuando la tensión en los bornes del primario es nominal; cuando el secundario tiene derivaciones, su tensión nominal se marca especialmente.

Se denominan *corrientes nominales del transformador* (primaria y secundaria) las corrientes indicadas en la placa de características y calculadas por los correspondientes valores de la potencia nominal y las tensiones nominales. En este caso, teniendo en cuenta que el rendimiento del transformador es muy grande se considera que las potencias nominales de ambos devanados son iguales. Sea, por ejemplo, la potencia nominal de un transformador trifásico  $P_n = 100 \text{ kVA}$ , y las tensiones nominales primaria y secundaria  $U_{1n} = 6000 \text{ V}$  y  $U_{2n} = 230 \text{ V}$ . Entonces,

$$I_{1n} = \frac{P_n}{\sqrt{3} U_{1n}} = \frac{100 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 6000} = 9,63 \text{ A}$$

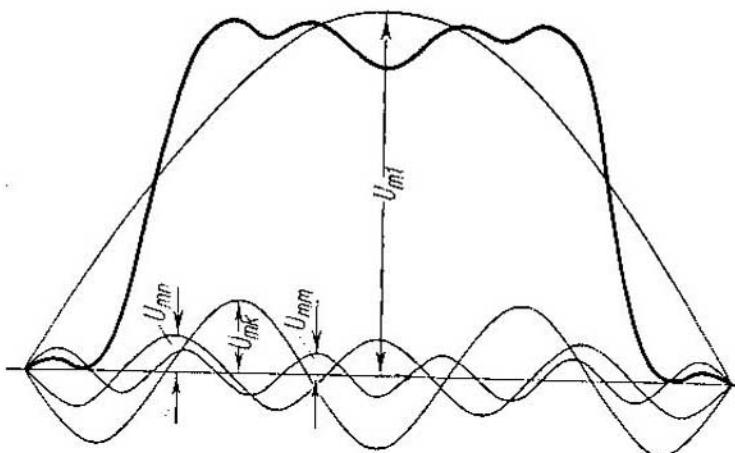


Fig. 12-1. Para la determinación de la curva prácticamente sinusoidal

y

$$I_{2n} = \frac{P_n}{\sqrt{3} U_{2n}} = \frac{100 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 230} = 251 \text{ A.}$$

En la URSS la frecuencia nominal es de 50 Hz.

Según el Standard de Estado de la URSS 183—66 la curva de tensión, f. e. m. o corriente se considera prácticamente sinusoidal si la relación expresada en tantos por ciento de la raíz cuadrada de la suma de los cuadrados de las amplitudes de las tres mayores componentes armónicas que constituyen la curva periódica dada y la amplitud de su primer armónico (fig. 12-1) resulta no más del 5% para las máquinas y transformadores de más de 1000 kW de potencia, es decir,

$$\frac{\sqrt{U_{m2}^2 + U_{m3}^2 + U_{mn}^2}}{U_{m1}} \cdot 100 \leqslant 5\%.$$

Para las máquinas de menor potencia esta relación no debe ser mayor del 10%.

El sistema trifásico de tensiones o de corriente se considera prácticamente simétrico, si al descomponerlo en los sistemas de vectores de secuencias directa e inversa resulta que la magnitud de los vectores de secuencia inversa no es mayor del 5% de la magnitud de los vectores de secuencia directa.

#### 12-4. Tipos básicos de transformadores [157, 158, 162, 163, 166, 167, 170, 173]

Los transformadores más importantes son los siguientes:

1) los transformadores de potencia para la transmisión y distribución de la energía eléctrica;

2) los autotransformadores que sirven para transformar tensiones en límites relativamente moderados, para unir sistemas energéticos de diferentes tensiones, para el arranque de motores de corriente alterna, etc.

3) transformadores para alimentar instalaciones con convertidores estáticos (rectificadores a arco de mercurio, ignitrones, válvulas a semiconductores, etc.) durante la conversión de la corriente alterna en corriente continua (rectificación) y al contrario, la corriente continua en alterna (inversión);

4) transformadores para efectuar ensayos a alta y extraalta tensión.

5) transformadores de potencia para fines especiales: para hornos eléctricos, para soldadura, etc.;

6) transformadores de medida para medir la corriente y la tensión al conectarse en los esquemas de los aparatos medidores.

7) los radiotransformadores que se usan en radiotécnica, etc.

La esfera de utilización de los transformadores es muy amplia. Pero en todos los casos los procesos fundamentales que determinan el funcionamiento del transformador, así como los métodos de estudio de los fenómenos que ocurrén en ellos, son esencialmente los mismos. Por eso, en lo sucesivo al hablar sobre el transformador nos referiremos a su tipo básico que es el transformador de potencia de dos devanados monofásico y trifásico. La descripción de los transformadores de tres devanados y otros tipos de transformadores para finalidades especiales se da en el cap. 23.

Las estructuras de los distintos tipos de transformadores que se utilizan en la práctica son muy diferentes y dependen de sus parámetros principales y de su finalidad. Actualmente las potencias de los transformadores oscilan desde varios voltamperios hasta 600 MVA y más en una unidad; las tensiones, desde fracciones de voltio hasta 1 MV y más altas en una unidad (para transformadores de ensayo de alta tensión).

Aunque la estructura de los transformadores es muy diferente en dependencia de la finalidad de los mismos (por ejemplo, hay transformadores de potencia ordinarios y transformadores de medida de corriente y de tensión, transformadores de ensayo y de hornos de alta tensión para grandes corrientes, etc.), no obstante, todos los tipos y todas las estructuras de los transformadores pueden ser representados como una variedad de un tipo de transformador inicial que se obtiene al cambiar la forma y la disposición mutua de los elementos fundamentales de este transformador, que son: sus devanados y el núcleo de chapas de acero.

*Transformadores monofásicos.* Al estudiar el principio de funcionamiento de un transformador no es difícil de notar que la combinación del primario y secundario 1 y 2 y el núcleo 3, que son la parte activa del transformador, forma dos eslabones acoplados entre sí de un sistema electromagnético donde el cuerpo de los devanados 1 y 2 constituye un eslabón y el cuerpo del núcleo 3, otro.

Las condiciones de servicio del transformador en principio no cambian si, por ejemplo, se divide con el plano  $A-A$  (fig. 12-2, a) el cuerpo de los devanados 1 y 2 en dos partes iguales y, dejándolas acopladas al núcleo 3, se traslada una de las partes por el anillo del núcleo a la posición representada en la fig. 12-2, b; como resultado se obtiene un circuito simétrico de tres elementos: un elemento magnético y dos eléctricos. De modo semejante, si se divide el cuerpo del núcleo 3 con el plano  $B-B$  en dos partes iguales (fig. 12-2, a), dejándolas acopladas a los devanados, se traslada una de las partes por el devanado a la posición representada en la fig. 12-2, c, se obtendrá también otro circuito de tres elementos, pero ahora con un elemento eléctrico y dos magnéticos. Dividiendo sucesivamente en dos partes más cada uno de los núcleos magnéticos obtenidos (fig. 12-2, c) se puede convertir este tipo de transformador en uno de cinco elementos representado en la fig. 12-2, d, con cuatro elementos magnéticos distribuidos más regularmente en torno a un elemento eléctrico central. Por otra parte, dejando la disposición de dos elementos de devanados así como se muestra en la fig. 12-2, b, se puede dividir el cuerpo del núcleo magnético en tres partes y formar un transformador con un circuito de cinco elementos con dos elementos eléctricos y tres magnéticos así como se muestra en la fig. 12-2, e. Son también posibles otras formas de montaje de transformadores monofásicos, con otras disposiciones mutuas de los elementos de devanados y núcleos magnéticos.

En la fig. 12-2, a—e, sólo se muestran las formas posibles de mon-

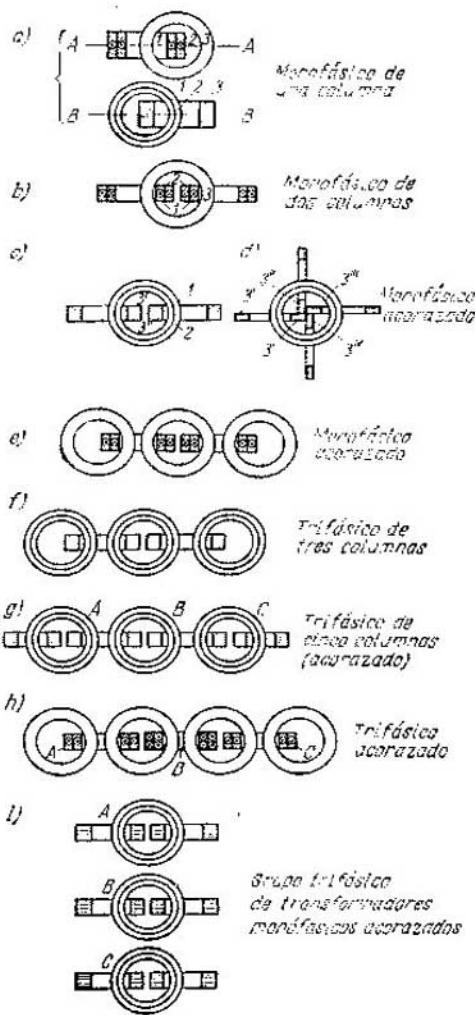


Fig. 12-2. Tipos fundamentales de transformadores

Grado 1-1fásico de transformadores monofásicos acorazados

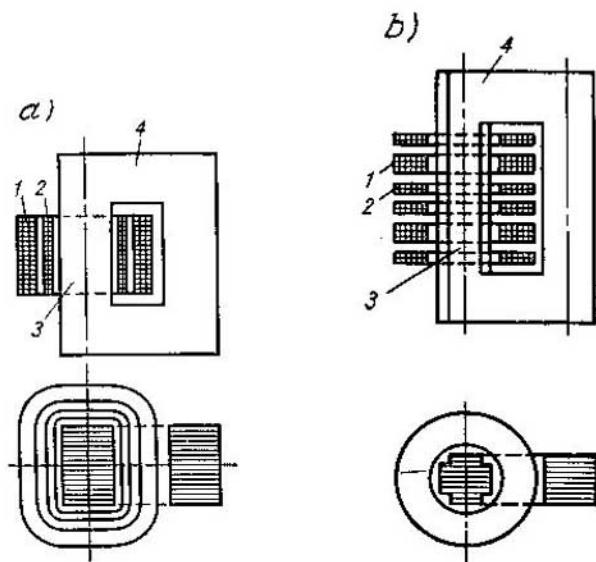


Fig. 12-3. Transformador monofásico de columnas con los devanados en una columna: a — con devanados concéntricos, b — con devanados alternados

taje de la parte activa de un transformador; en la práctica, por ejemplo, los núcleos redondos se utilizan sólo para transformadores de medida de corriente y para transformadores acorazados con núcleos de cinta arrollados según el tipo representado en la fig. 12-2, c, que se utilizan en transformadores de distribución de poca potencia según la fig. 23-21. Puesto que en la mayoría de los transformadores para simplificar su montaje los núcleos se hacen de chapas de acero aisladas (véase más abajo), es natural que las chapas de los núcleos y los propios transformadores obtengan una forma no redonda sino rectangular como se muestra en las figs. 12-3 y 12-4 que corresponden a las principales formas de los elementos acoplados según las figs. 12-2, a y b. Los transformadores de las figs. 12-3 y 12-4, que corresponden a las formas principales de conexión de los elementos según el tipo de las figs. 12-2, a y b, se denominan transformadores de núcleo o de columnas; las partes del núcleo sobre las cuales están alojados los devanados se llaman *columnas*, y las partes que unen entre sí las columnas y que sirven para cerrar el circuito magnético se denominan *culatas*; los espacios entre las columnas y las culatas, por los cuales pasan los devanados, se llaman *ventanas del núcleo*.

Los transformadores de las figs. 12-5 y 12-6 se denominan transformadores acorazados (o de tipo acorazado), puesto que los devanados, así como se ve en las figuras, en su mayor parte están cerrados o "acorazados" dentro del núcleo de acero. En las figs. de 12-3 a 12-6 las piezas del transformador tienen las designaciones siguientes: 1 —

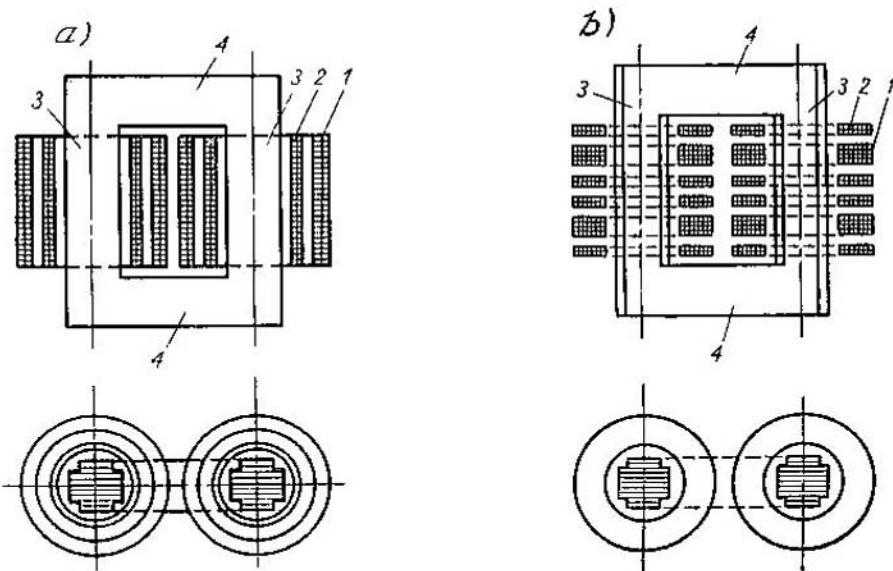


Fig. 12-4. Transformador monofásico de columnas: *a* — con devanados concéntricos; *b* — con devanados alternados

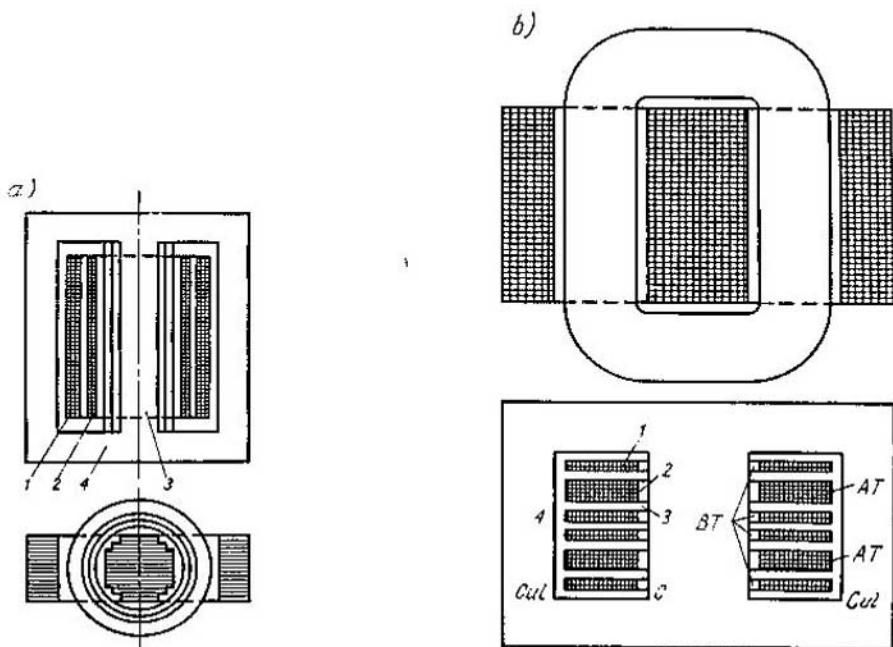


Fig. 12-5. Transformador monofásico acorazado: *a* — con devanados concéntricos; *b* — con devanados alternados

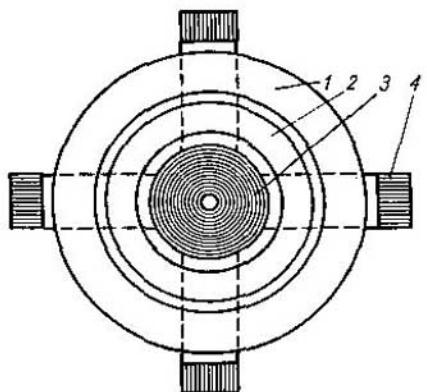
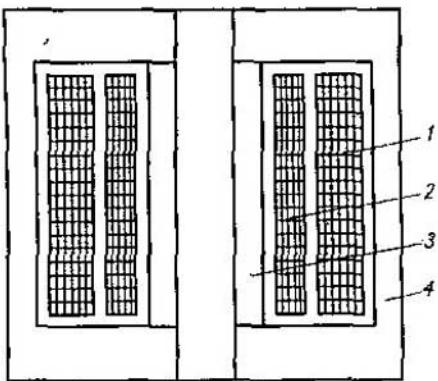


Fig. 12-6. Transformador monofásico acorazado con cuatro culatas simétricas y devanados concéntricos

devanado de alta tensión; 2 — devanado de baja tensión; 3 — columna; 4 — culata. Los devanados de alta y de baja tensión 1 y 2 pueden estar hechos en forma de cilindros aislados (figs. 12-3, a, 12-4, a, 12-5, a, 12-6), o en forma de anillos alternados de devanados de alta y baja tensión (figs. 12-3, b, 12-4, b, y 12-5, b).

*Transformadores trifásicos.* La estructura de los transformadores trifásicos es análoga a la de los transformadores monofásicos con la diferencia de que los primeros deben tener tres devanados de fase aislados de alta y de baja tensión A, B y C (fig. 12-2, f, g, h). El transformador trifásico de núcleo tiene el esquema principal de conexión de los elementos magnéticos y de devanado que se muestra en la fig. 12-2, f, y que representa el desarrollo ulterior del acoplamiento de tres elementos: dos elementos magnéticos y uno de devanado según la fig. 12-2, c. En este caso un elemento de devanado se descompone en tres elementos de devanado separados para las tres fases, formando así un embrague de cinco elementos: tres elementos de devanado y dos magnéticos.

Si continuamos descomponiendo cada elemento magnético en dos independientes según la fig. 12-2, g, obtendremos un transformador trifásico acorazado con una conexión de siete elementos constituida por tres elementos de devanado y cuatro elementos magnéticos. Del mismo modo, el transformador monofásico de cinco elementos (fig. 12-2, e) al añadirle un elemento de devanado y un elemento magnético se convierte en un sistema principal de siete elementos (fig. 12-2, h), compuesto de tres elementos de devanado y cuatro elementos magnéticos. Es fácil de notar que en realidad el sistema de siete elementos del transformador acorazado (fig. 12-2, h) es en principio absolutamente análogo al sistema de siete elementos del transformador trifásico de cinco columnas representado en la fig. 12-2, g.

La estructura del transformador trifásico de tres columnas con devanados cilíndricos representada en la fig. 12-7 corresponde al mon-

taje principal según el esquema de cinco elementos de la fig. 12-2, f.

La estructura del transformador trifásico de cinco columnas con devanados cilíndricos representada en la fig. 12-8 corresponde al montaje principal según el esquema de siete elementos de la fig. 12-2, g.

La estructura del transformador trifásico acorazado con devanados anulares alternados representada en la fig. 12-9 corresponde al montaje principal según el esquema de nueve elementos de la fig. 12-2, i, pero como en este caso seis sistemas magnéticos pueden ser montados en forma de un sistema magnético común, este sistema se monta constructivamente en forma de cuatro elementos constituido por tres sistemas de devanado y un sistema magnético común.

Los devanados de las tres fases del transformador trifásico de núcleo están instalados en las tres columnas de su núcleo, unidas con culatas y situadas en un mismo plano (véase la fig. 12-7), por lo cual este núcleo

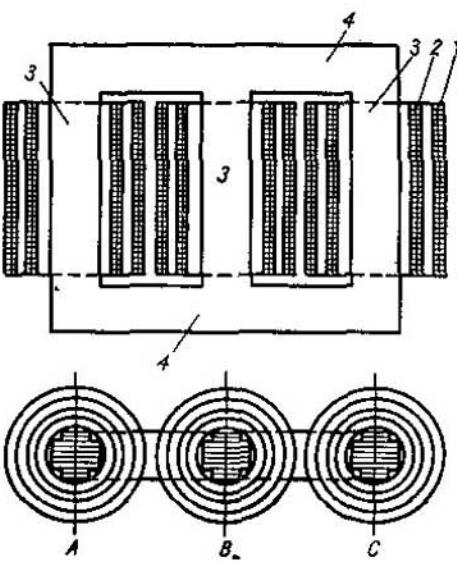


Fig. 12-7. Transformador trifásico de tres columnas con devanados concéntricos

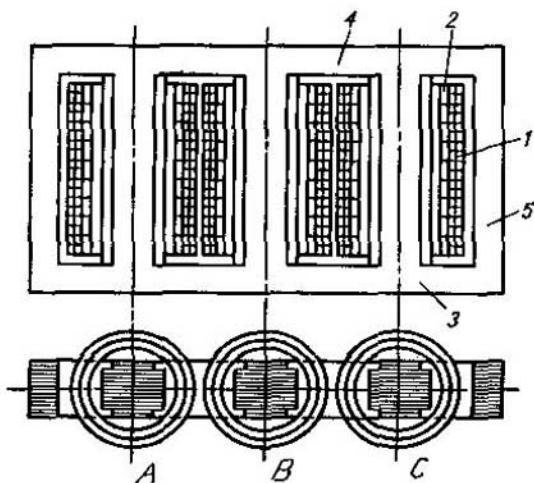


Fig. 12-8. Transformador trifásico de cinco columnas con devanados concéntricos

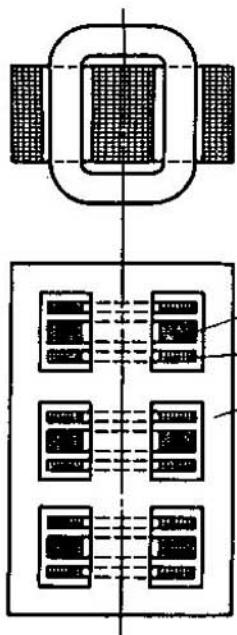


Fig. 12-9. Transformador trifásico acorazado con devanados alternados

y este transformador no son completamente simétricos. La asimetría consiste en que, por ejemplo, las fases de los devanados *A* y *B* están dispuestas distintamente con respecto a la tercera fase *C*. Como se verá más abajo, en el sentido magnético al transformador trifásico de núcleo del tipo representado en la fig. 12-7 ya no se le puede considerar como una combinación de tres transformadores monofásicos. Por el contrario, los transformadores trifásicos de tipo acorazado (véase la fig. 12-9) en realidad son una combinación de tres transformadores monofásicos, cada uno de los cuales tiene su propio circuito magnético independiente.

El principio precitado de distribución forzada del flujo magnético puede ser aplicado también para los transformadores trifásicos, como son, por ejemplo, los transformadores de cinco columnas de la fig. 12-8. En este caso los devanados de las tres fases *A*, *B* y *C* están alojados en las tres columnas medianas, y las columnas laterales (pieza 5), de media sección transversal aproximadamente, sirven de culatas auxiliares. Esta estructura se utiliza generalmente para transformadores de potencias extraordinariamente grandes y de muy altas tensiones con el fin de reducir la altura del transformador aproximadamente en la altura de una culata, cosa de gran importancia para poder inscribir el transformador en el gálibo de transporte por ferrocarril.

siones con el fin de reducir la altura del transformador aproximadamente en la altura de una culata, cosa de gran importancia para poder inscribir el transformador en el gálibo de transporte por ferrocarril.

Tres transformadores monofásicos de tres elementos con tres devanados y seis sistemas magnéticos componen un sistema de transformador trifásico acorazado de nueve elementos, en el cual, no obstante, seis sistemas magnéticos pueden estar, como se dijo más arriba, unidos constructivamente en un sistema magnético común.

Tres transformadores monofásicos de tres elementos con seis devanados y tres sistemas magnéticos según la fig. 12-2, *b*, componen también un sistema de transformadores de núcleo de nueve elementos, pero éstos no pueden ser unidos en un sistema magnético común.

De los sistemas principales de elementos múltiples para transformadores de núcleo son utilizables los sistemas representados en la fig. 12-2, *a*, *b*, *e*, *f*, y para los transformadores acorazados, los sistemas de la fig. 12-2, *c*, *d*, *g*, *i*.

Una ventaja bien conocida del transformador acorazado es su circuito magnético más corto, lo que permite tener menor corriente relativa en vacío y devanados más simples con menor número de espiras, ya que para los transformadores acorazados se puede elegir una

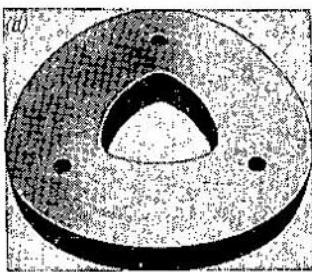
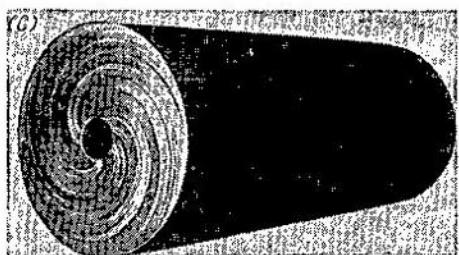
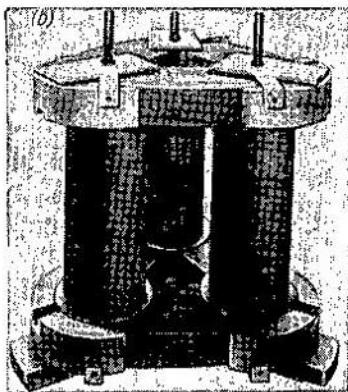
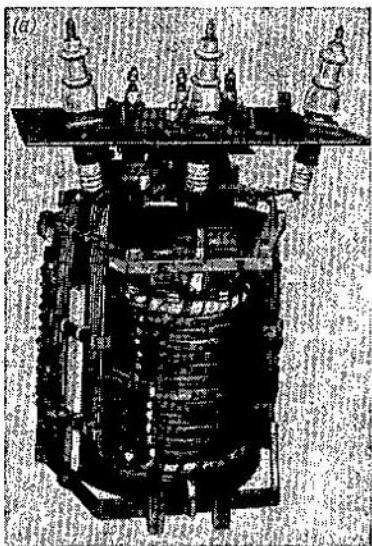


Fig. 12-10. Transformador trifásico fabricado por la firma "Broun — Bovery" con sistema magnético simétrico y columnas evolventes; *a* — parte activa (móvil); *b* — sistema magnético; *c* — columna evolvente; *d* — culata

mayor sección transversal del núcleo que para los de columnas. Un defecto de dicho tipo de transformador es el peor acceso a sus devanados para la refrigeración y mayor dificultad de inspección y reparación, así como su mayor gasto de materiales aislantes cuando las tensiones son altas, en comparación con los transformadores de tipo de columnas. Por el contrario, para obtener grandes corrientes de baja tensión los transformadores de tipo acorazado son más útiles, en especial los transformadores monofásicos de hornos eléctricos que para este fin se utilizan también en la URSS.

Es preciso señalar que los primeros sistemas de transformadores trifásicos de núcleo, propuestos y creados por el inventor M. O. Do-

Dolivo-Dobrovolski, tenían las columnas dispuestas uniformemente en los tres planos por la circunferencia de la culata. Debido a esto, tales transformadores eran completamente simétricos en sentido magnético. Puesto que la estructura y la producción de tales transformadores son bastante complicadas, éstos fueron reemplazados por transformadores asimétricos con las columnas dispuestas en un plano (véase la fig. 12-7). Pero últimamente la firma suiza "Broun — Bovery" que utiliza para los transformadores monofásicos acorazados la estructura del tipo de la fig. 12-6, para los transformadores trifásicos de núcleo ha vuelto a la estructura inicial con circuito magnético simétrico del sistema de M. O. Dolivo-Dobrovolski (fig. 12-10), aunque la disposición de las chapas de acero al silicio en la columna resulta en ellos un poco más complicado, puesto que requiere una forma evolvente en la dobladura de las chapas de acero al silicio. Comparando un transformador trifásico con un grupo de tres transformadores monofásicos de la misma tensión nominal, se puede demostrar que el transformador trifásico es considerablemente más ventajoso que tres transformadores monofásicos de la misma potencia común, tanto por el peso (en un 20—30%) y por el precio, como por el rendimiento.

En los EE.UU. los transformadores monofásicos se usan ampliamente tanto en las líneas de transmisión trifásicas, como en las redes de distribución; el tipo acorazado está también bastante difundido.

## 12-5. Elementos constructivos principales de los transformadores

El transformador consta de las siguientes partes principales: a) núcleo, b) devanado, c) cuba de aceite para los transformadores en aceite y d) aisladores de salida.

**A. Núcleo del transformador.** Se denomina núcleo del transformador el sistema que forma su circuito magnético con todas las piezas. Como fue dicho más arriba, según el tipo de núcleo los transformadores se dividen en:

1) *transformadores de columnas*, en los cuales los devanados envuelven las columnas del núcleo;

2) *transformadores acorazados*, en los cuales los devanados están abarcados parcialmente por el núcleo.

Independientemente del tipo de núcleo, éste se hace de chapas de acero especial, llamado acero para transformadores, de 0,35 ó 0,5 mm de espesor. Actualmente se utilizan dos clases principales de acero para transformadores: *el acero laminado en caliente y el acero laminado en frío*. El segundo, en comparación con el primero, tiene en la dirección del laminado mejores características magnéticas (véase la tabla 1-5), pero requiere métodos especiales para el montaje del núcleo (más detalladamente se explica en el § 13-4).

Para aislar las chapas de acero se usa papel de 0,03 mm de espesor y barniz al aceite. El aislamiento de papel es mucho más barato que el de barniz, pero tiene menor conductibilidad térmica y menores resistencia al calor y mecánica. Además, el aislamiento de papel propor-

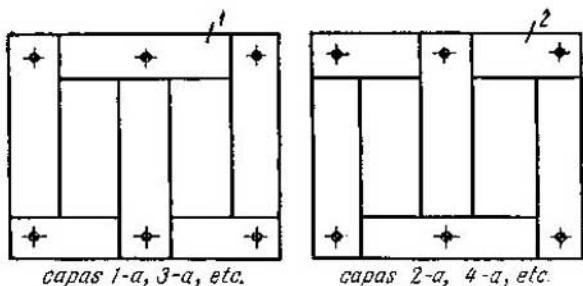


Fig. 12-11. Montaje del núcleo por entrelaminación

ciona un mayor porcentaje de relleno del área de la sección transversal del núcleo con aislamiento. Basándose en eso, para los transformadores de gran potencia, donde dichos inconvenientes tienen una importancia esencial, se prefiere el aislamiento de barniz.

Por regla general, el núcleo para transformadores de fuerza de gran potencia (de más de 100 kVA) se arma de chapas de acero de 0,5 mm de espesor, ya que este montaje es menos trabajoso que de chapas de acero de 0,35 mm de espesor.

Los núcleos de los transformadores de columnas monofásico y trifásico con los devanados instalados en ellos vienen representados en las figs. 12-4 y 12-7 esquemáticamente. Aquí 3—3 son las columnas, y 4—4, las culatas superior e inferior.

En los transformadores trifásicos de potencia muy grande el núcleo consta de tres columnas principales, en las cuales se alojan los devanados y de dos columnas adicionales sin devanados situadas por los lados (fig. 12-8). Así se consigue disminuir la altura de la culata (ya que el flujo de la columna tiene posibilidad de ramificarse) y también del núcleo a cuenta de cierta reducción de su longitud, lo que facilita el transporte del transformador por ferrocarril.

La unión de los núcleos con las culatas puede efectuarse *a tope* o por *entrelaminación* (las llamadas construcciones *a tope* y *laminar*). En la construcción a tope las columnas y las culatas se arman separadamente y luego se unen con ayuda de piezas de sujeción. Esta construcción del núcleo facilita el montaje del devanado en las columnas ya que para ello sólo hay que retirar la culata superior. Durante el montaje por entrelaminación todo el núcleo se arma de una tirada (fig. 12-11), por eso al colocar el devanado en la columna hay que deslaminar la culata superior, y después del alojamiento del devanado, laminarla de nuevo. Así pues, el segundo procedimiento es más complicado que el primero, pero en cambio tiene una serie de valiosas ventajas, a saber:

1. Durante el montaje por entrelaminación el juego de dilatación en la junta de las chapas de las columnas y la culata se puede hacer lo más mínimo, ya que el lugar de unión en una capa se recubre por la chapa de otra capa. Por el contrario, durante el montaje a tope hay que colocar entre la columna y la culata una junta aislante de

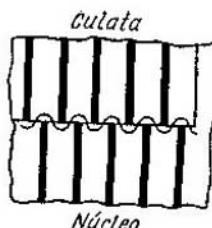


Fig. 12-12. Formación de corrientes parásitas en los extremos a tope sin junta aislante

tas. Por eso el peso de las piezas de sujeción en el montaje por entrelaminación es considerablemente menor que en el montaje a tope. Así, por ejemplo, según los datos de la Fábrica de Transformadores de Moscú el peso de las piezas de sujeción en un transformador de 5600 kVA de potencia y 35 kV constitúa el 21,5% del peso del acero activo del núcleo en la construcción a tope y disminuyó hasta el 8% después de pasar al montaje por entrelaminación.

Debido a estas ventajas el procedimiento del montaje del núcleo por entrelaminación se ha adoptado en la URSS para los transformadores de alimentación de todas las potencias. Por eso en adelante sólo nos referiremos a esa construcción del núcleo.

A la columna, en la sección transversal, se le da la forma de un polígono escalonado inscrito en una circunferencia de diámetro  $D_0$  (fig. 12-13, a, b, c). Esto se hace para utilizar mejor el sitio dentro de la circunferencia. El número de escalones  $n_{es}$  depende del valor del diámetro  $D_0$ : si  $D_0 \leq 100$  mm, entonces  $n_{es}=4$ , si  $D_0=100 \div 500$  mm éste será igual a 5—6, para  $D_0$  hasta 1000 mm  $n_{es}$  alcanza 9—10.

En la fig. 12-13, a, está representada una columna de cinco escalones con la columna apretada mediante espárragos.

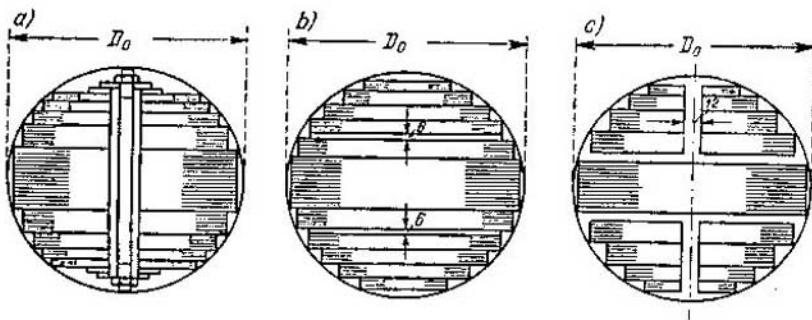


Fig. 12-13. Forma escalonada de la sección del núcleo: a — sin canales; b — con canales longitudinales; c — con canales longitudinales y transversales

0,5—1 mm de espesor para evitar la formación de corrientes parásitas en el lugar de empalme (fig. 12-12) y el aumento de las pérdidas adicionales relacionadas con ellas e incluso "fuego en el acero" a causa de la elevación excesiva de la temperatura del acero en el lugar de empalme. La falta de junta en la construcción laminar permite disminuir considerablemente la corriente de marcha en vacío.

2. En el montaje por entrelaminación aumenta notablemente la estabilidad mecánica del núcleo, mientras que la construcción a tope requiere relativamente potentes piezas de sujeción para la conjugación adecuada de las columnas y las culatas.

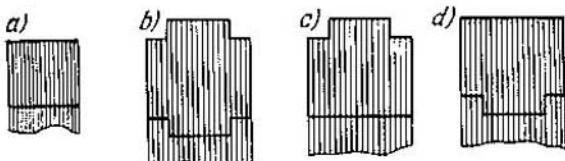


Fig. 12-14. Formas de la sección de las culatas de los transformadores de potencia

En los transformadores de potencias medias y grandes con un diámetro de la columna  $D_o \geq 350$  mm, para mejorar el enfriamiento del acero del núcleo éste se divide en paquetes aislados uno de otro por canales longitudinales de aceite de 6 mm de anchura (fig. 12-13, b). En los transformadores de potencias muy grandes con un diámetro de la columna  $D \geq 800$  mm se hacen complementariamente canales transversales de 10—12 mm de anchura cada uno (fig. 12-13, c). En este caso el núcleo del transformador consta de dos marcos separados.

La sección activa de la culata se hace igual que la sección de la columna o mayor que ésta en un 5—10% para disminuir las pérdidas en el acero de la culata y la corriente de marcha en vacío.

Por motivos tecnológicos, a la sección transversal de la culata se le da una forma más simple que a la sección transversal del núcleo, aunque en este caso el flujo magnético se distribuye desigualmente por las secciones transversales de estas piezas, lo cual conduce al surgimiento de pérdidas adicionales en el acero. En la URSS se utilizan culatas rectangulares, cruciformes y en forma de "T" (fig. 12-14, a, b, c, d).

La culata con la sección transversal representada en la fig. 12-14, a, se utiliza para transformadores de potencia relativamente pequeña. Las culatas de la fig. 12-14, b, c, para transformadores de potencia media. La culata en forma de "T" con escalón hacia abajo (fig. 12-14, d), para transformadores de gran potencia.

Si la columna tiene canales, éstos han de coincidir con los canales de la culata para asegurar la circulación libre del aceite.

La fig. 12-5 representa el núcleo de un transformador monofásico acorazado. El núcleo  $N$  está dispuesto en el medio, y las culatas  $C-C$  a ambos lados del núcleo, envolviendo parcialmente con si mismo el devanado. La sección transversal de las culatas es aproximadamente dos veces menor que la sección transversal de la columna de acuerdo con la ramificación del flujo de la columna en dos partes. La sección transversal de la columna tiene la forma de un rectángulo con una relación entre sus lados de 1 : 2 aproximadamente. La experiencia demuestra que los transformadores de columnas, en comparación con los acorazados, tienen una construcción más simple, permiten con mayor facilidad montar y aislar los devanados, especialmente los de alta tensión, y son en caso de cortocircuito más resistentes mecánicamente. Por eso actualmente la construcción acorazada se utiliza para la fabricación de transformadores de potencia de tipos espe-

ciales, por ejemplo, transformadores para hornos eléctricos y otros que se instalan en centrales eléctricas subterráneas. Los transformadores acorazados son fabricados en los EE.UU. por la firma "Westinghouse" y en Europa por las firmas "Schneider—Westinghouse" y "Gemon".

Más adelante trataremos principalmente los transformadores de tipo de columnas.

Independientemente del tipo de núcleo, su acero activo y todas las piezas de sujeción, excepto los espárragos de apriete, deben estar conectados a tierra. Para esto todas las piezas mencionadas se conectan a la cuba, determinando el número y la disposición de las derivaciones a tierra por la construcción del núcleo.

**B. Devanados del transformador.** Los devanados de los transformadores deben satisfacer una serie de exigencias entre las cuales las principales son: a) el devanado debe ser económico tanto en lo que se refiere a los gastos iniciales, teniendo en cuenta el grado de déficit del cobre, como en lo pertinente al rendimiento del transformador durante su servicio; b) el régimen térmico del devanado ha de corresponder a los requisitos de las normas estatales ya que la divergencia de estas exigencias hacia la tolerancia de altas temperaturas reduce bruscamente el plazo de servicio del transformador; c) el devanado debe ser mecánicamente resistente a los esfuerzos que surgen durante los cortocircuitos instantáneos del transformador; d) el devanado debe poseer una resistencia eléctrica suficiente contra las sobretensiones.

Estas exigencias son, a menudo, mutuamente contradictorias. Así, por ejemplo, cuando en el devanado la densidad de la corriente es mayor, los gastos de cobre son menores, pero se hacen mayores las pérdidas en el cobre, y, por consiguiente, es más bajo el rendimiento del transformador. Tolerando mayores excesos de temperatura en el devanado, se disminuyen las dimensiones exteriores del transformador pero se reduce la duración de su servicio, etc. Por lo tanto, la construcción moderna de los devanados de un transformador, particularmente de un transformador de alta tensión, es el resultado de un largo trabajo, comprobado por la experiencia de explotación de los transformadores.

Según la disposición de los devanados de alta y baja tensiones (AT y BT) con respecto uno al otro éstos se dividen en: a) *devanados concéntricos*, o sea, los que en todas las secciones transversales representan circunferencias con centro común; b) *devanados alternados* en los que las partes de los devanados de AT y BT se suceden alternativamente por la altura de la columna.

*El devanado concéntrico* está representado esquemáticamente en las figs. 12-3, a, 12-4, a, 12-5, a, 12-6, 12-7 y 12-8. Generalmente el devanado de baja tensión (BT) se dispone más cerca de la columna, puesto que en comparación con el devanado de alta tensión (AT) es más fácil de aislarlo de la columna.

Los principales tipos de devanados concéntricos son: a) devanado cilíndrico de capas; b) devanado helicoidal y sus modificaciones y c) devanado continuo.

*Devanado cilíndrico de capas.* Si la sección transversal de una espira no supera 8—10 mm<sup>2</sup>, entonces el devanado cilíndrico se hace como devanado de capas múltiples de cables de sección transversal redonda; si la sección transversal de la espira es grande, entonces, generalmente, se hace de dos capas de cables de sección transversal rectangular (fig. 12-15). La capa del devanado forma las espiras arrolladas helicoidalmente muy juntas una a otra a lo largo de la generatriz del cilindro. Así pues, la altura del devanado es la altura de la capa. El cable rectangular puede arrollarse *de plano* o *de borde*. En el primer caso, la mayor parte del cable se coloca en dirección axial del arrollamiento y en el segundo caso, en dirección radial. Si la sección transversal de la espira es mayor de 40—45 mm<sup>2</sup>, entonces, la espira se hace de varios cables solitarios dispuestos uno junto a otro por la altura de la capa de tal modo que todos ocupen la misma posición con respecto al campo de dispersión.

Para mejorar la refrigeración se deja entre las capas del devanado un canal de 5—6 mm de anchura (la cifra mayor corresponde a los transformadores de mayor potencia).

La esfera principal de aplicación de los devanados cilíndricos son los transformadores pequeños de 560 kVA de potencia.

En la URSS, en el primer período del desarrollo de la fabricación de transformadores se utilizaba el devanado de bobina en capas, de hilo conductor redondo, constituido por varias bobinas aisladas una de otra por arandelas de cartón aislante o por canales de aceite. Actualmente este devanado está completamente reemplazado por el devanado cilíndrico, puesto que en comparación con éste aquél es mucho más trabajoso.

*Devanado helicoidal.* Existen: a) *devanado helicoidal simple*, en el cual, así como en el cilíndrico, las espiras están arrolladas en línea helicoidal, pero en éste se deja entre dos espiras contiguas por altura un canal de 4,5—6 mm de anchura (fig. 12-16, a), y b) *devanado semihelicoidal* en el que cada dos espiras, excepto las de los extremos, se unen en una sola bobina sin canal (fig. 12-16, b).

Una espira del devanado helicoidal o semihelicoidal consta de varios hilos conductores paralelos de sección transversal rectangular dispuestos en dirección radial del devanado de plano y juntos uno a otro.

Para conseguir la distribución más uniforme posible de la corriente entre las derivaciones paralelas, se recurre al *cruzamiento* (transposición) de los conductores. En la fig. 12-17 está representado un esquema de cruzamiento de espiras de un devanado helicoidal en tres puntos de su altura: uno en el medio, llamado *cruzamiento medio A* y dos *cruzamientos en grupos B* efectuados de tal modo que el devanado

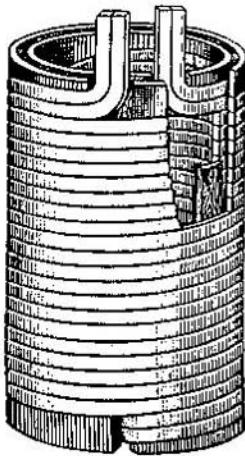


Fig. 12-15. Devanado cilíndrico de dos capas

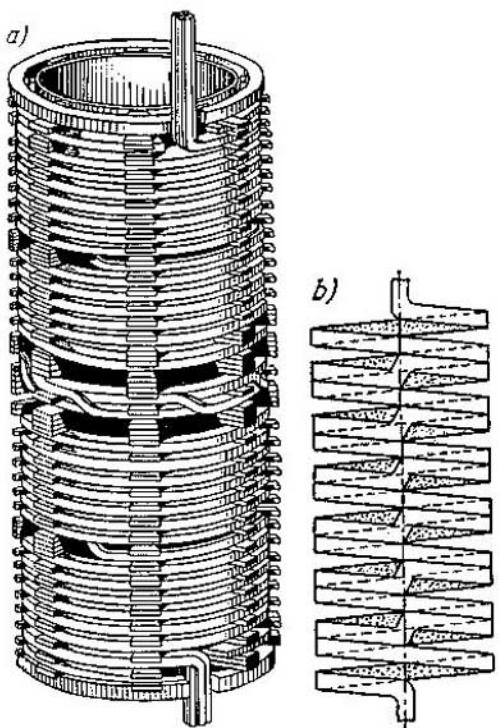


Fig. 12-16. Devanado helicoidal: a — simple; b — semihelicoidal

locar una de las bobinas en cada par de ellas. Si la espira del devanado consta de varios hilos conductores paralelos, entonces, lo mismo que en el devanado helicoidal, se recurre al cruzamiento de éstos.

Cuando el devanado continuo sirve de arrollamiento de alta tensión en él se practican derivaciones para regular la relación de transformación en los límites de  $\pm 5\%$  ó  $2 \times (\pm 2,5\%)$ .

El problema del aislamiento de los devanados es de suma importancia puesto que ellos experimentan a menudo sobretensiones considerables contra las cuales los devanados deben tener una resistencia

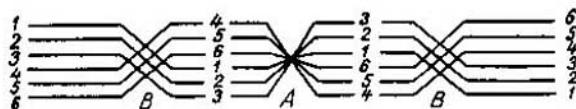


Fig. 12-17. Esquema de intersección de las espiras del devanado helicoidal simple

se divide en cuatro partes aproximadamente iguales por la altura del devanado.

El número de conductores paralelos en una espira de devanado helicoidal es generalmente de 6 a 20. El devanado helicoidal se usa ampliamente como arrollamiento de baja tensión para transformadores de potencia media y especialmente de gran potencia.

*Devanado continuo.* En los transformadores de alta tensión (de 35 kV y más) se utiliza el devanado continuo, que a diferencia del devanado helicoidal, consiste en una serie de bobinas planas, o sea, discos separados uno de otro por canales (fig. 12-18). Una particularidad característica y muy valiosa del devanado continuo es el acople de sus bobinas entre sí sin soldadura por medio de un procedimiento especial que consiste en co-

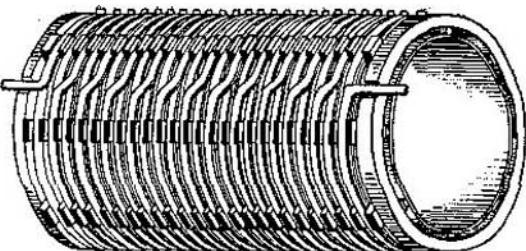


Fig. 12-18. Devanado continuo

eléctrica suficiente. Este problema se estudia detalladamente más abajo en el capítulo de las sobretensiones.

El devanado alternado se muestra esquemáticamente en las figs. 12-3, b, 12-4, b, 12-5, b, y 12-9. Aquí las partes de los devanados de alta tensión (AT) y de baja tensión (BT) se alternan y están dispuestas de tal manera que las bobinas del devanado de BT se encuentren más cerca de la culata. La esfera principal en que se utilizan los devanados alternados son los transformadores acorazados. En comparación con los devanados concéntricos los primeros tienen varios inconvenientes: su fabricación es más trabajosa, son menos resistentes respecto a los cortocircuitos y es más difícil aislarlos uno del otro y de la culata.

En la URSS el principal tipo constructivo de transformador es el transformador con núcleo de columna y con devanado concéntrico.

C. **Cuba de aceite del transformador.** Actualmente los transformadores más importantes son los de aceite en los cuales el propio transformador, o la así llamada *parte desmontable*, es decir, su núcleo con los devanados instalados en él, está sumergido en una cuba llena de aceite. El aceite se calienta y circula dentro de la cuba efectuando de este modo la refrigeración natural del transformador.

La construcción de la cuba está relacionada estrechamente con el cálculo calorífico del transformador. Las cubas ordinarias de los transformadores de potencia son ovaladas. En sentido mecánico la cuba debe resistir una sobrepresión interior de 0,5 at. La cuba se instala sobre un carro de rodillos que deben estar calculados para resistir el peso total del transformador.

Las condiciones de refrigeración del transformador son tanto más duras, cuanto mayor es su potencia. En correspondencia con esto varía la construcción de la cuba del transformador, a saber:

1) los transformadores de muy pequeña potencia (de aproximadamente hasta 30 kVA) tienen *cuba lisa*, que se considera como el tipo de cuba más simple.

2) en los transformadores de mayor potencia (alrededor de 3000 kVA) se utilizan *cubas tubulares* en cuyas paredes están soldados tubos de aproximadamente 50 mm de diámetro dispuestos en una, dos o tres filas (fig. 12-19). Las cubas de hierro ondulado que se uti-

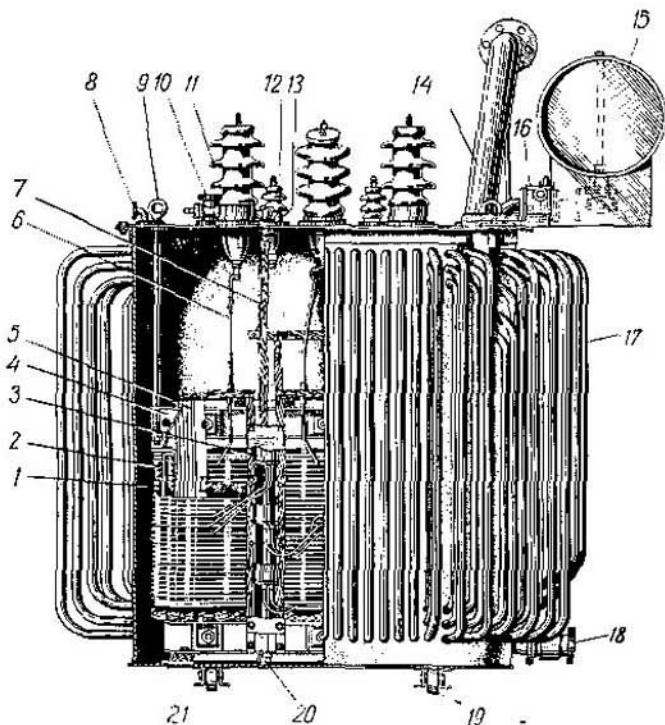


Fig. 12-19. Transformador con cuba tubular

1 — devanado de alta tensión (AT); 2 — devanado de baja tensión (BT); 3 — commutador incorporado de las ramificaciones reguladoras del devanado de alta tensión; 4 — perfil en U para prensar la culata; 5 — circuito magnético laminador; 6 — tomas de AT; 7 — tomas de BT; 8 — tubuladura para acoplar la bomba de vacío; 9 — anillo para elevar la parte desarmable; 10 — grilo para cargar el aceite; 11 — entrada (aislador) de AT; 12 — entrada (aislador) de BT; 13 — actuación del commutador; 14 — tubo de escape; 15 — expansor; 16 — relo de gas; 17 — cuba tubular; 18 — grifo para evacuar el aceite; 19 — rodillo de transporte; 20 — esparrijo vertical que tensa los perfiles en U; 21 — escuadra de apoyo en el fondo de la cuba

lizaban antes ahora no se usan, puesto que en comparación con las tubulares son mecánicamente menos resistentes y enfrian peor el transformador.

3) los transformadores de aproximadamente hasta 10 000 kVA de potencia tienen *refrigeradores-radiadores* con enfriamiento natural incorporados en las paredes de la cuba. El radiador consta de dos cajas desmontables: una superior y otra inferior (cifra 1 en la fig. 12-20) que están unidas a las paredes de la cuba por medio de las bridas<sup>2</sup> y a las cuales se sueldan dos filas de tubos 3 de aproximadamente 50 mm de diámetro y de casi 2 mm de espesor.

Los tubos pueden estar montados a un lado de la caja, formando un *radiador separado*, o a ambos lados de ésta, formando un *radiador*

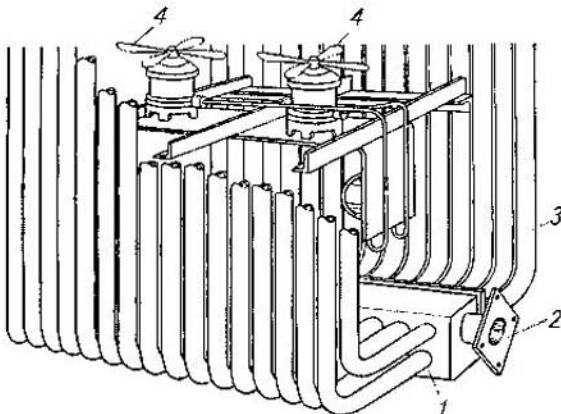


Fig. 12-20. Radiador tubular doble con soplado particular

doble. Con respecto a las paredes de la cuba los radiadores están dispuestos en dirección tangencial o radial. En la mayoría de los casos se utiliza el sistema de radiadores dobles de tipo radial;

4) en los transformadores de 10 000 kVA y más de potencia se utiliza *el soplado de los radiadores*. Al principio se utilizaba ampliamente *el sistema centralizado de soplado* con uno o dos grupos de ventiladores. La experiencia ha demostrado que este sistema es menos económico que *el sistema de soplado de los radiadores por separado* con ayuda de uno o varios ventiladores de 150—200 W de potencia instalados en cada radiador (cifra 4 en la fig. 12-20).

En los transformadores instalados en centrales hidroeléctricas se utiliza la refrigeración del aceite por agua en enfriadores de aceite de uno u otro tipo. En este caso se practica la circulación forzada del aceite por medio de un grupo especial de bombeo. Los transformadores que tienen este método de refrigeración son de menores dimensiones exteriores que los ordinarios.

**D. Tapa de la cuba y terminales.** La tapa de la cuba es un elemento esencial de la construcción de ésta. En la tapa está alojada una serie de piezas entre las cuales las más importantes son: a) los aisladores de salida de los devanados de alta y de baja tensión; b) el expansor de aceite, para los transformadores de 100 kVA y más de potencia; c) el tubo de escape (de seguridad) para transformadores de 1000 kVA y más de potencia.

En los transformadores de hasta 35 kV de tensión se utilizan aisladores de porcelana llenos de aire o de aceite. En la fig. 12-21 está representado un aislador (entrada) de 35 kV, 275 A para el montaje exterior. En los transformadores de 110 kV y más de tensión se utilizan aisladores llenos de aceite con una serie de cilindros de papel-bakelite dispuestos concéntricamente en su cavidad interior (fig. 12-22). Las dimensiones y el peso de los aisladores crecen bruscamente con el au-

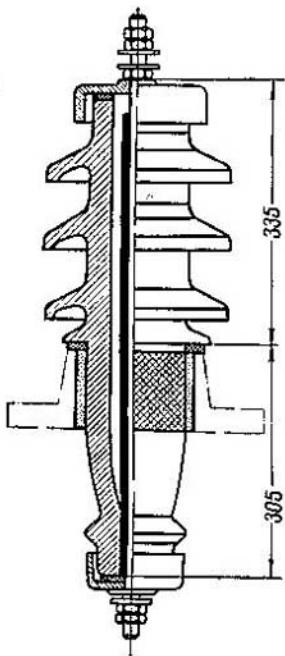


Fig. 12-21. Entrada para 35 kV con llenado de aceite

mento de la tensión; así, por ejemplo, la altura de los aisladores para transformadores de 110, 150 y 220 kV constituye 2500, 3080 y 4490 mm y el peso de los mismos es de 340, 720 y 1750 kg, respectivamente.

En la fig. 12-19 están representados el expansor de aceite y el tubo de escape. El expansor de aceite es un recipiente cilíndrico de chapa de acero instalado por encima de la tapa de la cuba y unido con ella por un tubo. El nivel de aceite en el expansor debe ser tal que en toda circunstancia la cuba esté completamente llena de aceite. Puesto que la superficie de aceite en el conservador es mucho menor que en la cuba, y la temperatura del aceite en el expansor es mucho más baja que en la parte superior de la cuba, el proceso de oxidación del aceite al entrar en contacto con el aire transcurre más despacio, consiguiendo así protección bastante fiable del aceite y del aislamiento del transformador.

Entre el expansor de aceite y la cuba se instala un relé de gas (cifra 16 en la fig. 12-19), que sirve para informar sobre los desarreglos que pueden surgir en el transformador y también para desconectarlo de la red si éstos tienen carácter de avería.

Para proteger la cuba contra los deterioros, que pueden surgir en caso de cortocircuito como resultado de la formación de gases en la cuba y del aumento brusco de la presión, sirve el tubo de escape. Este representa un cilindro de acero, generalmente inclinado, que se comunica con la cuba y cerrado por arriba con un disco de vidrio; cuando la presión alcanza un valor determinado, el disco se unda y los gases junto con el aceite salen de la cuba al exterior.

**E. Aceite para transformadores.** Con el fin de mejorar el aislamiento y la refrigeración de la parte activa del transformador ésta se

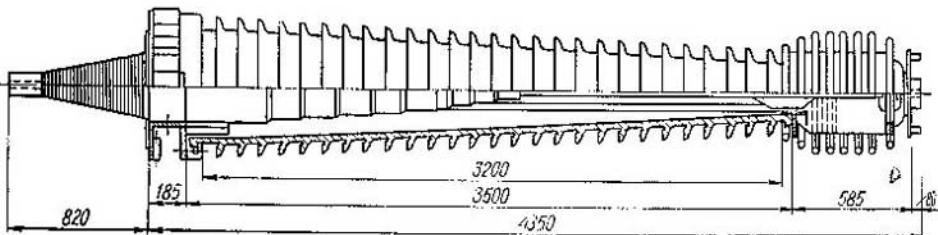


Fig. 12-22. Entrada para 400 kV con llenado de aceite

introduce en una cuba llena de aceite mineral para transformadores. El aceite de petróleo que se utiliza en la URSS tiene las siguientes características principales (se presupone el aceite de servicio): densidad (para +20°C con respecto al agua a +4°C) no más de 0,895, rigidez eléctrica de 20—35 kV/mm, capacidad calorífica de 1790—1870 W/(kg. grado), temperatura de inflamación no más baja de 135°C, temperatura de congelación —35°C, coeficiente de dilatación cúbica 0,069% para 1 grado.

Junto con las valiosas propiedades indicadas anteriormente el aceite para transformadores tiene dos inconvenientes principales: a) es inflamable y b) sus vapores, en ciertas condiciones, forman con el aire mezclas explosivas. Por eso en los edificios públicos, en las minas, talleres de fábricas, etc., son preferibles los transformadores secos o llenos de algún líquido especial incombustible e inexplosible. Entre estos últimos en los EE.UU. obtuvo amplia difusión el piranol, en la URSS se ha creado un líquido llamado *sovitol* que por sus propiedades aislantes y de refrigeración es parecido al aceite para transformadores, pero que no se oxida y es resistente a la acción química.

El *sovitol* también posee una serie de defectos: es caro, es muy sensible a toda clase de contaminación, requiere la sustitución de algunos materiales que se utilizan en la fabricación de transformadores por otros, y cuando es sometido a arco eléctrico (por ejemplo, en caso de una ruptura dentro del transformador) desprende cloruro de hidrógeno, nocivo para la salud del hombre. Desde este punto de vista representa gran interés el transformador seco hecho de acero laminado en frío con aislamiento de fibra de vidrio en impregnante resistente al calor. Pero con todo, el tipo principal de transformador de potencia sigue siendo el transformador lleno de aceite mineral para transformadores.

## 12-6. Transformadores de alto voltaje y de gran potencia

En la práctica mundial se utilizan transformadores de todos los tipos descritos más arriba. Por ejemplo, en los EE.UU. la firma "GE" emplea transformadores de núcleo, y la firma "Westinghouse" transformadores acorazados. En Francia las firmas que tienen relación con la firma "GE", por ejemplo, la firma "Alstom", utilizan también transformadores de núcleo, y las firmas relacionadas con la firma "Westinghouse", por ejemplo, "Gemon", usan transformadores acorazados de tipo ordinario. Cabe señalar que los transformadores acorazados son más compactos, ocupan menos sitio y por lo tanto entran con mayor comodidad en los gálibos del ferrocarril, lo que tiene una importancia esencial para el transporte de los transformadores de gran potencia desde las fábricas productoras hasta los lugares de montaje. Últimamente la firma suiza "Broun — Bovery" y la firma francesa "Electromecanics" relacionada con ésta han comenzado a utilizar ampliamente los transformadores acorazados monofásicos de tipo radial-acorazado (véase el esquema de la fig. 12-2, d), con la forma constructiva de su sistema magnético según la fig. 12-6.

Puede efectuarse la comparación de diferentes tipos de transformadores en el ejemplo de los transformadores monofásicos fabricados para cuatro subestaciones francesas para transmitir alta tensión de 380 kV desde los Alpes a París a una extensión de 600 km. Estas subestaciones tenían transformadores trifásicos de un grupo de 100 MVA en cada unidad con una tensión de 380/225/10,5 kV, en dos subestaciones de éstas, en Plessy-Gasso y Jenissia fueron empleados autotransformadores de tipo de núcleo según el esquema de la fig. 12-4 (de las firmas "Alstom" y "Savuasen") y en otra subestación Albertvil-Baty los transformadores son de tipo acorazado cumplidos según el esquema de la fig. 12-9 (firma "Gemon") y en la subestación de Greney los transformadores son de tipo radial-acorazado y cumplidos según el esquema de la fig. 12-6 (de la firma "Electromecanique — Broun — Bovery"). Puesto que todos los autotransformadores trabajan en condiciones idénticas, esto da la posibilidad de hacer una comparación de estos tipos de transformadores que funcionan con las mismas condiciones de potencia y tensión de acuerdo con los datos de la tabla 12-1. Todos los transformadores tienen refrigeración con circulación forzada del aceite.

Tabla 12-1

Característica	Plessy-Gasso	Jenissia	Albertvil-Baty	Greney
Peso, t:				
sin aceite . . . . .	104	95	102,5	71
con aceite . . . . .	150	140	125	91
Pérdidas, kW:				
en el acero . . . . .	63	65	63	58
en el cobre . . . . .	220	210	202	170
en total . . . . .	283	275	265	228
Tensión de cortocircuito para 380/225 kV, %	6,75	7,0	7,4	7,3

Los transformadores de núcleo de las subestaciones Plessy-Gasso y Jenissia resultaron ser los más pesados y con mayores pérdidas, un poco más ligeros y con menores pérdidas resultaron ser los transformadores acorazados de tipo ordinario de la subestación Albertvil-Baty y los más ligeros y con menores pérdidas, los transformadores de tipo radial-acorazado de la subestación de Greney. Sin embargo, el más simple por su construcción y servicio y también por las condiciones de su montaje y reparación es el transformador de tipo de núcleo, por lo cual fue adoptado en la URSS como el principal.

En la fig. 12-23 se muestra la fotografía de un autotransformador monofásico acorazado de doble devanado de la firma "BBC" de 133 MVA, 220/380 kV, montado con el sistema magnético de la fig. 12-24. La fig. 12-25 representa la fotografía de un transformador de tres devanados de tipo de núcleo de la firma francesa "Savuasen" para 100 MVA, 525/115/11 kV, fabricado por esta firma según el esquema cons-

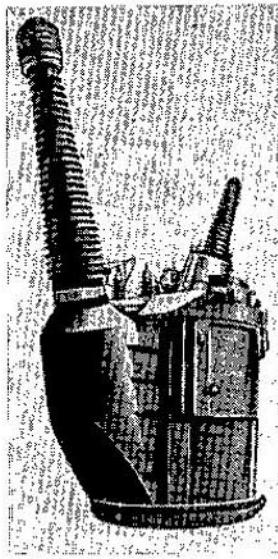


Fig. 12-23. Autotransformador monofásico fabricado por la firma "Broun — Bovery" para 133 MVA y 220/380 kV

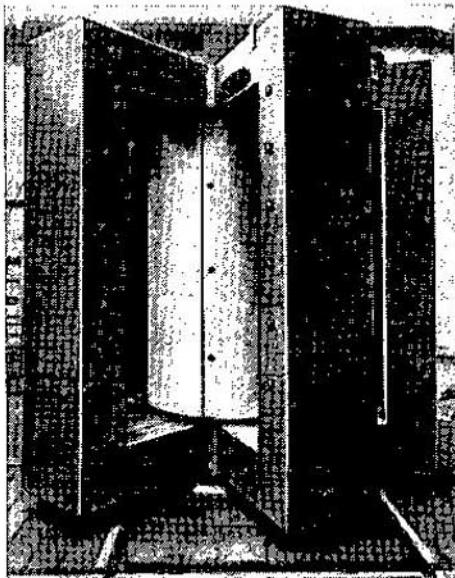


Fig. 12-24. Sistema magnético del autotransformador representado en la fig. 12-23

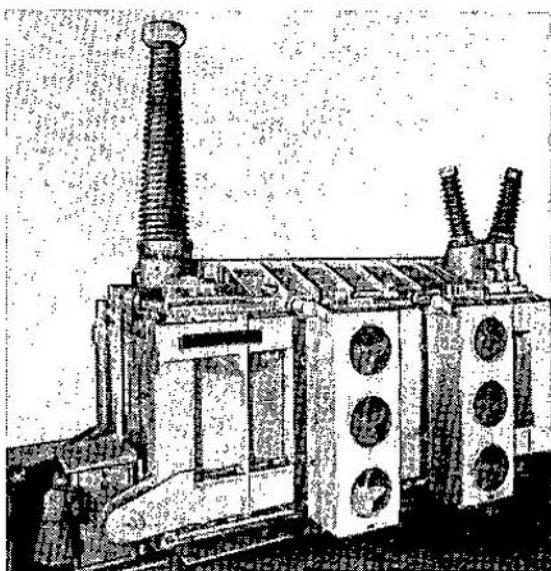


Fig. 12-25. Transformador monofásico de núcleo de tres devanados fabricado por la firma "Savusel" para 100 MVA y 525/115/11 kV

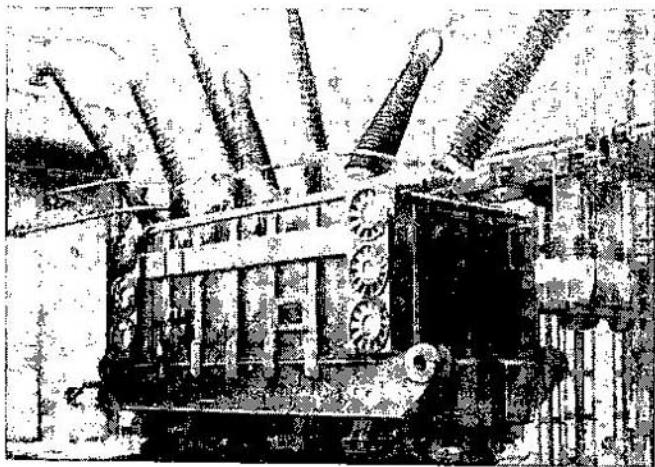


Fig. 12-26 Transformador trifásico acorazado fabricado por la firma "Gemon" para 100 MVA y 400.225 kV

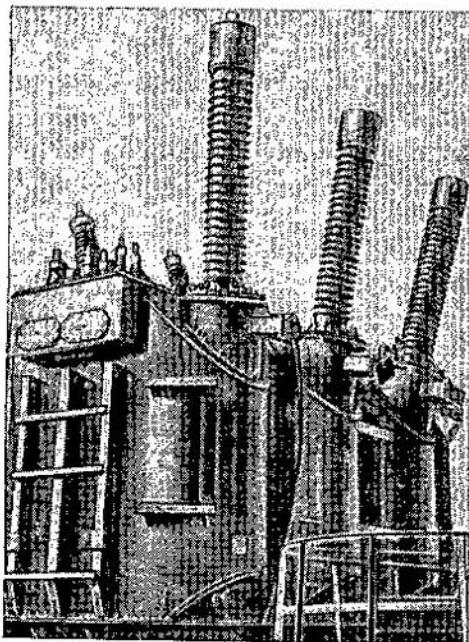


Fig. 12-27 Autotransformador trifásico de núcleo construido por la fábrica de transformadores de Zapozhie para 120 MVA y 380 kV

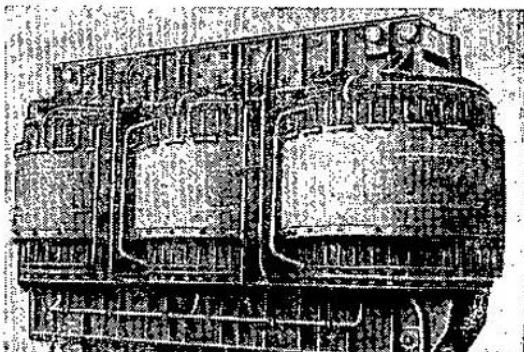


Fig. 12-28. Parte activa del transformador trifásico de núcleo ТДЦГ-275 000/220 (vista por el lado del neutro) de 275 MVA de potencia y 220 kV de tensión máxima

tructivo de la fig. 12-4 para la línea de transmisión de más alta tensión que se extiende desde la central hidroeléctrica "Volzhskaya" hasta Moscú. La firma "BBC" ha fabricado un transformador para una línea de transmisión experimental de 750 kV [216 b]. En la fig. 12-26 está representado un transformador trifásico acorazado de la firma francesa "Gemon" de 100 MVA, 400/225 kV, montado según el esquema constructivo de la fig. 12-9, e instalado en la subestación de alta tensión de Mion de la provincia de Lyon. En la fig. 12-27 se muestra un auto-transformador trifásico de núcleo de la fábrica de transformadores de Zaporozhie de 120 MVA de potencia con 330 kV de tensión; y en la fig. 12-28 se representa la parte desmontable de un transformador trifásico de 275 MVA de potencia y 220 kV para funcionar en bloque con un generador hidráulico de la central hidroeléctrica "Brátskaya".

A pesar de su gran potencia este transformador se transporta en un tanque especial de transporte sobre una plataforma de ferrocarril (fig. 12-29).

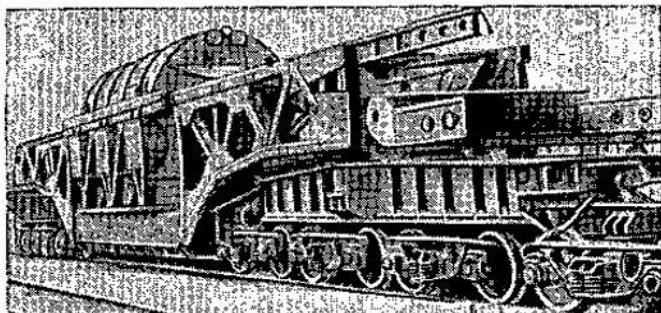


Fig. 12-29. Transformador ТДЦГ-275 000/220 en un tanque de transporte sobre una plataforma especial articulada

## CAPÍTULO XIII

### CONDICIONES FÍSICAS DE FUNCIONAMIENTO DEL TRANSFORMADOR

#### 13-1. Principio de funcionamiento del transformador

El funcionamiento del transformador está basado en el principio de la interacción electromagnética de dos o en general de cualquier número de circuitos inmóviles uno con respecto al otro. En la fig. 13-1 está representado el esquema principal de un transformador monofásico de dos devanados. Si a los bornes  $A-X$  de un devanado se aplica la tensión de una red de corriente alterna, bajo la acción del flujo magnético que acopla los dos devanados surge en el secundario una f. e. m. alterna y por el circuito secundario fluirá una corriente que alimenta de energía eléctrica a los receptores conectados a los bornes  $a-x$  del secundario.

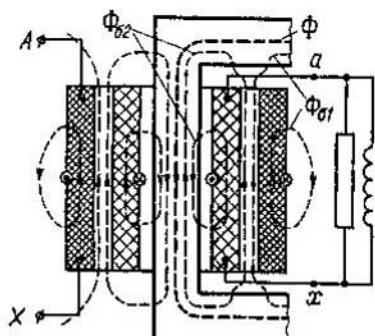


Fig. 13-1. Esquema principal de un transformador en carga

Para intensificar el acoplamiento electromagnético entre los devanados sirve el núcleo del transformador, armado de chapa de acero al silicio. Para convertir (transformar) la tensión y la corriente primarias en tensión y corriente secundarias es preciso calcular y montar adecuadamente los devanados primario y secundario.

#### 13-2. Ecuaciones de las f. m. y las f. e. m. del transformador

El análisis del funcionamiento de un transformador en cualquier régimen se funda en las ecuaciones de las f. e. m. de los devanados primario y secundario y en la ecuación de f. m.

Sean  $u_1$  el valor instantáneo de la tensión de una red con frecuencia  $f$  suministrada a los bornes  $A-X$  del primario de un transformador;

$i_1$  e  $i_2$  los valores instantáneos de las corrientes en los devanados primario y secundario.

Las corrientes  $i_1$  e  $i_2$  engendran las f. m. primaria y secundaria  $i_1\omega_1$  e  $i_2\omega_2$ , donde  $\omega_1$  y  $\omega_2$  son los números de espiras de los devanados primario y secundario conectadas en serie. De acuerdo con la segunda ley de Kirchhoff, para los circuitos magnéticos tenemos:

$$i_1\omega_1 + i_2\omega_2 = i_o\omega_i \quad (13-1)$$

o bien

$$i_1\omega_1 = -i_2\omega_2 + i_o\omega_i. \quad (13-2)$$

Aquí  $i_o\omega_i$  es la componente magnetizante necesaria para engendrar en el núcleo del transformador un flujo, cuyo valor instantáneo designamos con  $\Phi_i$ . El flujo  $\Phi_i$  se distribuye en la práctica uniformemente por la sección transversal del núcleo del transformador y se embraga con todas las espiras tanto del primario, como del secundario (línea gruesa de trazos en la fig. 13-1). Este flujo tiene suma importancia y se denomina principal.

El flujo principal engendra en los devanados primario y secundario del transformador las f. e. m.

$$e_1 = -\omega_1 \frac{d\Phi_i}{dt} = -\frac{d\Psi_{10}}{dt}; \quad (13-3)$$

$$e_2 = -\omega_2 \frac{d\Phi_i}{dt} = -\frac{d\Psi_{20}}{dt}. \quad (13-4)$$

Aquí  $\Psi_{10}$  y  $\Psi_{20}$  son los flujos embragados que sólo corresponden al flujo principal  $\Phi_i$ .

Además, las f. m.  $i_1\omega_1$  e  $i_2\omega_2$  producen los flujos de dispersión primario y secundario  $\Phi_{\sigma 1}$  y  $\Phi_{\sigma 2}$  (líneas finas de trazos en la fig. 13-1); por flujo de dispersión primario  $\Phi_{\sigma 1}$  se sobreentiende el flujo creado solamente por la corriente  $i_1$  y embragado sólo con el primario; por flujo de dispersión secundario  $\Phi_{\sigma 2}$ , el flujo creado solamente por la corriente  $i_2$  y embragado sólo con el secundario. Puesto que los flujos de dispersión se distribuyen principalmente en un medio amagnético con una permeabilidad magnética constante (aceite, aire, cobre, etc.), se puede considerar que la inductancia de dispersión  $L_{\sigma 1} = \text{const}$  y  $L_{\sigma 2} = \text{const}$ . Correspondientemente las f. e. m. de dispersión creadas por los flujos de dispersión en los devanados primario y secundario del transformador serán:

$$e_{\sigma 1} = -L_{\sigma 1} \frac{di_1}{dt} \quad (13-5a)$$

y

$$e_{\sigma 2} = -L_{\sigma 2} \frac{di_2}{dt}. \quad (13-5b)$$

De acuerdo con la segunda ley de Kirchhoff, tenemos la ecuación

de la f. e. m. para el primario:

$$u_1 + e_1 + e_{\sigma 1} = i_1 r_1, \quad (13-6)$$

donde  $r_1$  es la resistencia activa del primario.

La ecuación (13-6) puede ser escrita en la forma siguiente:

$$u_1 = -[e_1 + e_{\sigma 1} + (-i_1 r_1)]. \quad (13-7)$$

En esta forma la ecuación se convierte en *ecuación de equilibrio* de las f. e. m., de acuerdo con la cual la tensión  $u_1$  se considera como la acción de la red con respecto al primario del transformador, y la suma  $e_1 + e_{\sigma 1} + (-i_1 r_1)$  como la reacción de este devanado con respecto a la red. Las f. e. m. activa y reactiva en todo instante deben tener una misma magnitud y estar dirigidas en dirección contraria; las f. e. m.  $e_1$  y  $e_{\sigma 1}$  son engendradas por vía electromagnética, la "f. e. m."  $(-i_1 r_1)$  convencional determina la reacción que encuentra la corriente  $i_1$  al pasar por un conductor con resistencia  $r_1$ .

Sustituyendo en la ecuación (13-7) las expresiones de  $e_1$  y  $e_{\sigma 1}$  [véase las fórmulas (13-3) u (13-5a)] y abriendo los paréntesis, obtenemos:

$$u_1 = \frac{d\Psi_{10}}{dt} + L_{\sigma 1} \frac{di_1}{dt} + i_1 r_1 = \frac{d\Psi_1}{dt} + i_1 r_1. \quad (13-8)$$

Aquí  $\Psi_1$  es el flujo magnético total del primario, engendrado tanto por el flujo principal como por el flujo de dispersión  $\Phi_{\sigma 1}$  de este devanado.

El miembro central de la ecuación (13-8) es la suma algebraica de tres componentes de la tensión, cada cual se encuentra en equilibrio mutuo con su correspondiente f. e. m.

En el secundario actúa la f. e. m.  $e_2$  producida por el flujo principal  $\Phi_2$ , la f. e. m.  $e_{\sigma 2}$  creada por el flujo de dispersión  $\Phi_{\sigma 2}$ , y la "f. e. m."  $-i_2 r_2$ . La suma algebraica de todas estas f. e. m. forma la tensión  $u_2$  en los bornes del secundario, equilibrada por la reacción de la red secundaria. Así pues,

$$e_2 + e_{\sigma 2} + (-i_2 r_2) = u_2, \quad (13-9)$$

o bien, sustituyendo aquí las expresiones de las f. e. m.  $e_2$  y  $e_{\sigma 2}$  [véase las fórmulas (13-4) y (13-5b)], obtendremos:

$$0 = \frac{d\Psi_{20}}{dt} + L_{\sigma 2} \frac{di_2}{dt} + i_2 r_2 + u_2 = \frac{d\Psi_2}{dt} + i_2 r_2 + u_2. \quad (13-10)$$

Aquí  $\Psi_2$  es el flujo magnético total del secundario, creado tanto por el flujo principal, como por el flujo de dispersión  $\Phi_{\sigma 2}$  de este devanado. Si se pueden despreciar las pérdidas en el acero, que generalmente son pequeñas, y considerar que la permeabilidad magnética de éste es constante, los flujos magnéticos totales  $\Psi_1$  y  $\Psi_2$  de los devanados del transformador se pueden escribir en la forma siguiente:

$$\Psi_1 + L_1 e_1 + M_{12} i_2 \quad \text{y} \quad \Psi_2 = L_2 i_2 + M_{21} i_1, \quad (13-11)$$

donde  $L_1$  y  $L_2$  son las inductancias totales de los devanados primario

y secundario, que corresponden a todo el flujo embragado con el devanado dado;  $M_{12} = M_{21} = M$  es la inductancia mutua de los devanados.

Sustituyendo los valores  $\Psi_1$  y  $\Psi_2$  en los miembros derechos de las igualdades (13-8) y (13-10), obtenemos:

$$u_1 = L_1 \frac{di_1}{dt} + M \frac{di_2}{dt} + i_1 r_1 \quad (13-12)$$

y

$$0 = L_2 \frac{di_2}{dt} + M \frac{di_1}{dt} + i_2 r_2 - u_2. \quad (13-13)$$

### 13-3. Relación de transformación de las tensiones del transformador

Por relación de transformación de las tensiones de un transformador (o simplemente relación de transformación) se entiende la relación de las f. e. m. inducidas en los devanados primario y secundario del transformador por el flujo magnético principal  $\Phi_t$ . Así pues,

$$k = \frac{e_1}{e_2} = \frac{-\omega_1 \frac{d\Phi_t}{dt}}{-\omega_2 \frac{d\Phi_t}{dt}} = \frac{\omega_1}{\omega_2}. \quad (13-14)$$

La relación de transformación tiene gran importancia tanto en la teoría de los transformadores, como en su servicio.

### 13-4. Ecuaciones de la f. m. y la f. e. m. para la variación sinusoidal de las tensiones y corrientes

Si las tensiones, las f. e. m. y las corrientes son funciones sinusoidales del tiempo, los valores eficaces de estas funciones pueden ser representados por los complejos  $U$ ,  $E$  e  $I$ . Entonces las ecuaciones de la f. m. (13-1) y (13-2) se escribirán en la forma siguiente:

$$i_1 w_1 + i_2 w_2 = i_0 w_1 \quad (13-15a)$$

o bien

$$i_1 w_1 = -i_2 w_2 + i_0 w_1. \quad (13-15b)$$

Aquí  $i_0$  es el valor eficaz de la corriente magnetizante. Correspondientemente las ecuaciones de la f. e. m. (13-6) y (13-7) se escribirán en la forma siguiente:

$$\dot{U}_1 + \dot{E}_1 + \dot{E}_{\sigma 1} = i_1 r_1 \quad (13-16)$$

o bien

$$\dot{U}_1 = -[\dot{E}_1 + \dot{E}_{\sigma 1} + (-i_1 r_1)]. \quad (13-17)$$

Para el devanado secundario [véase la fórmula (13-9)] tenemos:

$$\dot{E}_2 + \dot{E}_{\sigma 2} + (-i_2 r_2) = \dot{U}_2. \quad (13-18)$$

Si la variación de la corriente es sinusoidal el valor instantáneo de la f. e. m. de dispersión del primario será igual a:

$$e_{\sigma_1} = -L_{\sigma_1} \frac{di_1}{dt} = -L_{\sigma_1} \frac{d(I_{1m} \operatorname{sen} \omega t)}{dt} = \\ = -I_{1m} L_{\sigma_1} \omega \cos \omega t = -I_{1m} x_1 \cos \omega t.$$

Así pues, la f. e. m. de dispersión  $e_{\sigma_1}$  tiene un retardo de fase de  $90^\circ$  respecto de la corriente  $i_1$  que la engendra, y su valor eficaz expresado en forma compleja será:

$$\dot{E}_{\sigma_1} = -j I_1 x_1. \quad (13-19)$$

Para el secundario será respectivamente

$$\dot{E}_{\sigma_2} = -j I_2 x_2. \quad (13-20)$$

Aquí  $x_1$  y  $x_2$  son las inductancias de dispersión de los devanados primario y secundario.

Sustituyendo las expresiones para  $E_{\sigma_1}$  y  $E_{\sigma_2}$  en las fórmulas (13-16), (13-17) y (13-18), tenemos:

para el primario

$$\dot{U}_1 + \dot{E}_1 - j I_1 x_1 = I_1 r_1 \quad (13-21)$$

o bien,

$$\dot{U}_1 = -(\dot{E}_1 - j I_1 x_1 - I_1 r_1) = -\dot{E}_1 + I_1 (r_1 + j x_1) = -\dot{E}_1 + I_1 Z_1; \quad (13-22)$$

para el secundario

$$\dot{E}_2 - j I_2 x_2 - I_2 r_2 = \dot{E}_2 - I_2 (r_2 + j x_2) = \dot{E}_2 - I_2 Z_2 = \dot{U}_2 \quad (13-23a)$$

o bien,

$$\dot{E}_2 = I_2 Z_2 + \dot{U}_2. \quad (13-23b)$$

En estas ecuaciones  $Z_1 = r_1 + j x_1$  y  $Z_2 = r_2 + j x_2$  son las impedancias de los devanados primario y secundario del transformador; las componentes  $I_1 Z_1$  e  $I_2 Z_2$  son las caídas de tensión en los devanados primario y secundario del transformador.

Las ecuaciones de las f. e. m. (13-22) y (13-23a), (13-23b) se aplican ampliamente en la teoría de los transformadores.

Análogamente pueden ser escritas las ecuaciones de las f. e. m. (13-12) y (13-13), a saber:

$$\dot{U}_1 = j \omega L_1 I_1 + j \omega M I_2 + I_1 r_1 \quad (13-24)$$

y

$$0 = j \omega L_2 I_2 + j \omega M I_1 + I_2 r_2 + \dot{U}_2. \quad (13-25)$$

Durante el análisis del funcionamiento de los transformadores de potencia las ecuaciones (13-24) y (13-25) se aplican relativamente raras veces (véase el cap. 22), dado que la autoinductancia y la inductancia mutua de tales transformadores son magnitudes que varían en límites relativamente amplios.

### 13-5. El transformador reducido

Ya que generalmente  $\omega_2 \neq \omega_1$ , entonces  $E_2 \neq E_1$  e  $I_2 \neq I_1$ . A distintas f. e. m. y corrientes corresponden también diferentes parámetros de los devanados, es decir, sus resistencias activas e inductancias. Esto complica el cálculo cuantitativo de los procesos que ocurren en el transformador y el trazado de los diagramas vectoriales, especialmente cuando las relaciones de transformación son grandes. Para evitar estas dificultades se emplea el método con el cual *ambos devanados del transformador se reducen a un mismo número de espiras*. Generalmente se reduce el secundario al primario. Para esto el secundario con el número de espiras  $\omega_2$  se recuenta en relación con otro devanado reducido equivalente con el mismo número de espiras  $\omega_1$  que el primario y con la condición de que esta operación de reducción del secundario al primario no influya en el proceso energético del transformador y, por consiguiente, en el régimen de trabajo del primario.

Todas las magnitudes relativas al secundario reducido se denominan *reducidas* y se designan con los símbolos de sus magnitudes reales afectándoles de un comillo  $E'_2$ ,  $I'_2$ ,  $r'_2$ , etc.

**A. F. e. m. secundaria reducida  $E'_2$ .** Para obtener  $E'_2$  hay que variar la f. e. m.  $E_2$  con respecto a los números de espiras de los devanados primario y secundario  $\omega_1$  y  $\omega_2$ , es decir, *proporcionalmente a la relación de transformación*  $k = \omega_1 / \omega_2$ .

Por lo tanto,

$$E'_2 = \frac{\omega_1}{\omega_2} E_2 = k E_2 = E_1. \quad (13-26)$$

En esta misma relación varía también la f. e. m. de dispersión del secundario  $E_{\sigma 2}$  del transformador.

**B. Corriente secundaria reducida  $I'_2$ .** Durante la reducción del secundario al primario su potencia total debe permanecer invariable, es decir,  $E'_2 I'_2 = E_2 I_2$ . De donde

$$I'_2 = \frac{E_2}{E'_2} I_2 = \frac{1}{k} I_2, \quad (13-27)$$

o sea, para obtener  $I'_2$  hay que variar la corriente  $I_2$  de manera inversamente proporcional a la relación de transformación.

**C. Resistencia activa reducida  $r'_2$  del secundario.** Como al reducir el secundario al primario la potencia no varía, las pérdidas en el cobre en los devanados natural y reducido deben ser iguales.

Por consiguiente,

$$I'^2 r'_2 = I^2 r_2,$$

de donde

$$r'_2 = \left( \frac{I_2}{I'_2} \right)^2 r_2 = k^2 r_2, \quad (13-28)$$

es decir, para obtener  $r'_2$  es necesario variar la resistencia  $r_2$  proporcionalmente al cuadrado de la relación de transformación. Físicamente esto se puede imaginar de tal modo que al variar, por ejemplo, al aumentar, el número de espiras del secundario  $k$  veces aumenta la longitud de éste  $k$  veces, y, suponiendo que la densidad de corriente es constante, su sección transversal disminuye también  $k$  veces, por lo cual la resistencia activa del devanado crece  $k^2$  veces.

**D. Inductancia de dispersión reducida  $x'_2$  del secundario.** La inductancia de cualquier circuito es  $x = \omega L = 2\pi f L$ , donde  $L$  es la inductancia del circuito. Como es sabido  $L$  se determina por la suma de los embragues del flujo creado por una corriente de 1A que circula por un circuito con  $(\sum w_i \Phi_{i=1, A})$  espiras. Si el número de espiras aumenta  $k$  veces, con una permeabilidad constante, el flujo  $\Phi_{i=1, A}$  aumenta también  $k$  veces y, por consiguiente,  $L = w k \Phi_{i=1, A}$  aumenta  $k^2$  veces.

Así pues,

$$x'_2 = \left( \frac{w_1}{w_2} \right)^2 x_2 = k^2 x_2, \quad (13-29)$$

o sea, para obtener  $x'_2$  hay que variar  $x_2$ , así como  $r_2$ , proporcionalmente al cuadrado de la relación de transformación.

**E. Impedancia reducida del devanado y del circuito secundarios.** Puesto que  $Z_2 = r_2 + jx_2$ , entonces

$$Z'_2 = r'_2 + jx'_2 = k^2 Z_2. \quad (13-30)$$

Si  $Z_{red}$  es la resistencia de la red alimentada por el secundario del transformador, entonces por analogía con  $Z'_2$  tenemos:

$$Z'_{red} = k^2 Z_{red}. \quad (13-31)$$

### 13-6. Ecuaciones de las f. m. y f. e. m. del transformador reducido

En un transformador reducido la ecuación de las f. m. adquiere la forma

$$\dot{I}_1 w_1 + \dot{I}'_2 w_1 = \dot{I}_0 w_1$$

o bien

$$\dot{I}_1 w_1 = -\dot{I}'_2 w_1 + \dot{I}_0 w_1.$$

Simplificando ambos miembros de estas ecuaciones en  $w_1$ , tenemos:

$$\dot{I}_1 + \dot{I}'_2 = \dot{I}_0. \quad (13-32a)$$

o bien,

$$\dot{I}_1 = -\dot{I}'_2 + \dot{I}_0. \quad (13-32b)$$

Las ecuaciones de las f. e. m. se escriben en la forma siguiente:

$$\dot{U}_1 = -\dot{E}_1 + \dot{I}_1 Z_1 \quad (13-33)$$

y

$$\dot{E}'_2 - \dot{I}'_2 Z'_2 = \dot{U}'_2 \quad (13-34a)$$

o bien

$$\dot{E}'_2 = \dot{E}_1 = \dot{I}'_2 Z'_2 + \dot{U}'_2. \quad (13-34b)$$

### 13-7. Circuito equivalente del transformador

La investigación analítica y gráfica del funcionamiento de un transformador se simplifica si se sustituye el transformador real, cuyos devanados están acoplados entre sí electromagnéticamente, por un circuito cuyos elementos estén acoplados sólo eléctricamente. Este problema en el caso general puede tener varias soluciones, es decir, pueden existir diferentes circuitos equivalentes de transformador, cada uno de los cuales deberá corresponder a las ecuaciones principales de las f. e. m. y f. m. del transformador.

En la teoría de los transformadores sólo se utiliza el así llamado circuito en T equivalente. El segundo tipo de circuito equivalente en forma de  $\Gamma$  tiene una importancia primordial en la teoría de las máquinas asincrónicas (véase el tomo II).

Según las ecuaciones (13-32), (13-33) y (13-34) el esquema de un transformador reducido tiene la forma representada en la fig. 13-2, a. Cada devanado de tal transformador equivalente está compuesto por dos bobinas conectadas en serie, una de las cuales (la que no tiene

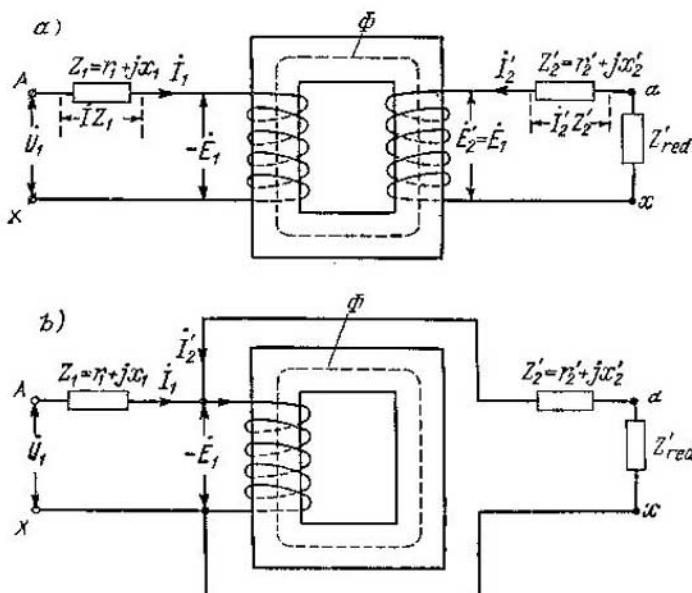


Fig. 13-2. Esquemas de un transformador reducido

dispersión ni pérdidas en el cobre) se arrolla sobre el núcleo del transformador; la otra es un reactor sin núcleo de acero, que tiene la resistencia activa e inductancia del devanado correspondiente.

Puesto que en un transformador reducido  $\omega_2 = \omega_1$ , ambos devanados pueden ser sustituidos por uno solo (fig. 13-2, b) en el que circula la corriente magnetizante  $I_0 = I_1 + I'_2$ . En este caso este devanado unificado hace el papel de circuito magnetizante que engendra el flujo magnético principal  $\Phi$  cerrado en el núcleo del transformador. La potencia consumida en este devanado se determina por las pérdidas en el acero del núcleo  $p_{ac}$ .

La dependencia entre la tensión  $-\dot{E}_1$  en los bornes del circuito magnetizante y la corriente en el circuito  $I_0$  puede ser expresada en la forma siguiente:

$$-\dot{E}_1 = I_0 Z_m = I_0 (r_m + jx_m), \quad (13-35)$$

donde  $Z_m = r_m + jx_m$  es la impedancia del circuito magnetizante;  $r_m = p_{ac}/I_0^2$  y  $x_m = \omega M$ .

Si  $\dot{U}'_2$  es la tensión en los bornes de la red alimentada por el secundario del transformador, y  $Z'_{red}$  es la impedancia de dicha red, entonces:

$$\dot{U}'_2 = I'_2 Z'_{red}.$$

Entonces, de la ecuación (13-34 b) para el circuito secundario del transformador, determinamos:

$$I'_2 = \frac{\dot{E}'_2}{Z'_2 + Z'_{red}} = \frac{-\dot{E}_1}{Z'_2 + Z'_{red}}.$$

Por consiguiente,

$$I_1 = -I'_2 + I_0 = \frac{-\dot{E}_1}{Z'_2 + Z'_{red}} + \frac{-\dot{E}_1}{Z_m},$$

de donde

$$-\dot{E}_1 = I_1 \frac{1}{\frac{1}{Z_m} + \frac{1}{Z'_2 + Z'_{red}}}. \quad (13-36)$$

Sustituyendo este valor de  $-\dot{E}_1$  en la ecuación (13-33) de la f. e. m. del primario, obtenemos:

$$I_1 = \dot{U}_1 \frac{\frac{1}{Z_1} + \frac{1}{\frac{1}{Z_m} + \frac{1}{Z'_2 + Z'_{red}}}}{\frac{1}{Z_m} + \frac{1}{Z'_2 + Z'_{red}}} = \frac{\dot{U}_1}{Z_{equiv}}. \quad (13-37)$$

Aquí

$$Z_{equiv} = Z_1 + \frac{1}{\frac{1}{Z_m} + \frac{1}{Z'_2 + Z'_{red}}} \quad (13-38)$$

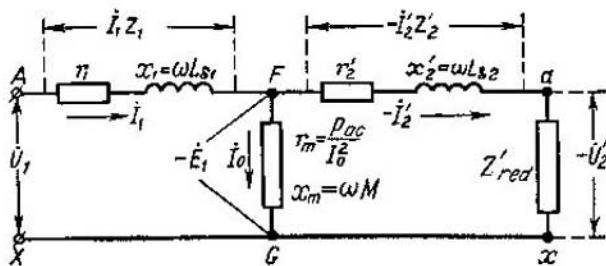


Fig. 13-3. Circuito en T equivalente de un transformador

es la resistencia equivalente del *circuito en T equivalente* del transformador de la fig. 13-3. Vemos que el transformador puede imaginarse como un conjunto de tres derivaciones: *la primaria*, con resistencia  $Z_1$  y corriente  $I_1$ , *la magnetizante*, con resistencia  $r_m = \frac{\rho_{oc}}{I_0^2}$  y corriente  $I_0$  y *la secundaria*, conectada en paralelo a la derivación magnetizante, con resistencia  $Z'_2 + Z'_{red}$  y corriente  $-I'_2$ . La distribución de las corrientes  $I_1$ ,  $I_0$  e  $I'_2$  debe corresponder a la ecuación de las f. m.  $I_1 = -I'_2 + I_0$  [véase la fórmula (13-32 b)].

Puesto que según (13-34 b),

$$\dot{E}'_2 = \dot{E}_1 = \dot{I}'_2 Z'_2 + \dot{U}'_2,$$

entonces,

$$-\dot{E}_1 = -\dot{I}'_2 Z'_2 - \dot{U}'_2, \quad (13-39)$$

o sea que la tensión  $-\dot{E}_1$  en los bornes  $FG$  del circuito secundario es la suma geométrica de la caída de tensión  $-\dot{I}'_2 Z'_2$  en el devanado secundario, determinada por la corriente  $-\dot{I}'_2$  y la tensión  $-\dot{U}'_2$  en los bornes de la red exterior.

## CAPÍTULO XIV

### FUNCIONAMIENTO EN VACÍO DEL TRANSFORMADOR MONOFÁSICO

#### 14-1. Observaciones preliminares

Se llama régimen de marcha en vacío de un transformador el régimen de funcionamiento de éste durante el cual el primario está conectado a una red de corriente alterna con frecuencia  $f$ , y el secundario está abierto.

El estudio del régimen de marcha en vacío es de suma importancia ya que permite determinar por cálculo o experimentalmente las siguientes magnitudes características del transformador: a) relación de transformación, b) corriente en vacío y c) pérdidas en vacío.

De lo expuesto más adelante se verá que el régimen de funcionamiento en vacío en combinación con el régimen de cortocircuito permite determinar el rendimiento del transformador que es una de las magnitudes más importantes para la explotación de los transformadores de potencia. Por otra parte, sobreponiendo un régimen de servicio sobre otro, se puede obtener cualquier régimen intermedio de funcionamiento del transformador bajo carga, en esto reside el valor teórico de estos regímenes en combinación mutua.

Comenzaremos con el estudio del régimen de marcha en vacío de un transformador monofásico, por ser el más simple, con el objeto de demostrar después las particularidades características de este régimen en los transformadores trifásicos.

#### 14-2. Funcionamiento en vacío de un transformador monofásico

Apliquemos a los bornes  $A-X$  del primario del transformador una tensión alterna  $u_1$  de una red con frecuencia  $f$ . Los bornes  $a-x$  del secundario están desconectados y, por consiguiente, la corriente secundaria es igual a cero (fig. 14-1).

Bajo la acción de la tensión  $u_1$  fluye por el primario una corriente en vacío  $i_0$  que engendra una f. m. igual a  $i_0 w_1$ , donde  $w_1$  es el número de espiras conectadas en serie del primario. La f. m.  $i_0 w_1$  produce un flujo magnético cuya representación reducida para un devanado concéntrico de transformador de núcleo se muestra en la fig. 14-1. La parte predominante de líneas de este flujo se cierra por el núcleo y, estando embragada con los dos devanados, forma el flujo magnético

principal  $\Phi$ . La otra parte del flujo, generalmente mucho menor, pasa fundamentalmente por un medio no magnético y se embraga principalmente con el primario (líneas 1 y 2 en la fig. 14-1), pero puede quedar también embragado parcialmente con el secundario (línea 3 en la fig. 14-1). Consideraremos el conjunto de líneas 1, 2 y 3 como el flujo primario de dispersión  $\Phi_{\sigma 1}$  que está embragado sólo con el primario.

Durante el funcionamiento del transformador en vacío en él surgen las pérdidas en vacío que están compuestas primordialmente por las pérdidas en el acero. Estas pérdidas se cubren con la potencia en vacío  $P_0$  que el transformador consume de la red.

### 14-3. Funcionamiento en vacío de un transformador elemental

En los transformadores de tipo ordinario el flujo de dispersión durante el funcionamiento en vacío es ínfimo (generalmente es inferior de un 0,25% del flujo principal). Asimismo las pérdidas en el acero no alcanzan 1 % de la potencia nominal del transformador (véase más abajo el § 16-5). Por eso al principio estudiaremos el régimen de funcionamiento en vacío del así llamado *transformador elemental*, es decir, de un transformador sin dispersión ni pérdidas en el cobre del devanado y en el acero del núcleo ( $r_1=0$ ,  $x_1=0$ ,  $P_0=0$ ). Este método de simplificar preliminarmente el problema que se estudia permite poner en relieve y analizar al principio la esencia del proceso o fenómeno que se estudia para poder luego en caso de necesidad introducir en éste los correctivos que hagan falta.

Al analizar el funcionamiento de un transformador elemental en régimen de marcha en vacío partimos de la tensión  $u_1$  aplicada al primario del transformador y, aprovechando la ecuación de equilibrio de las f. e. m. del primario, establecemos la dependencia que existe entre la tensión  $u_1$  y la f. e. m.  $e_1$  creada por el flujo principal del transformador; a continuación establecemos la dependencia que existe entre la f. e. m. y el flujo principal basándose en la ley de inducción electromagnética y, por fin, determinamos la corriente magnetizante  $i_{\text{op}}$  necesaria para crear el flujo principal, valiéndonos de la ley del circuito magnético.

**A. La f. e. m.  $e_1$ .** Dado que en un transformador elemental  $r_1=0$  y  $L_{\sigma 1}=0$ , la ecuación de equilibrio de la f. e. m. del devanado primario

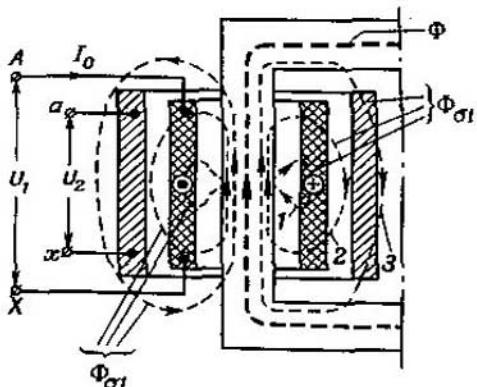


Fig. 14-1. Representación de los flujos en un transformador sin carga

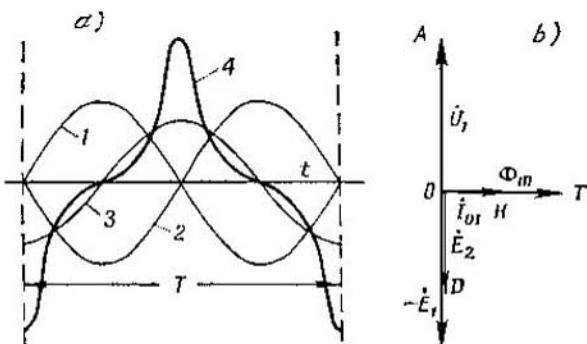


Fig. 14-2. Diagramas de la f.e.m. y corriente de un transformador monofásico elemental: a — en coordenadas rectangulares; b — vectorial

[véase la fórmula (13-7)] adquiere la forma siguiente:

$$u_1 = -e_1, \quad (14-1)$$

es decir, en un transformador elemental la tensión aplicada al primario y la f.e.m. inducida en éste están en todo instante mutuamente equilibradas.

De acuerdo con la práctica de servicio de los transformadores consideraremos que la tensión  $u_1$  aplicada al transformador es una función sinusoidal del tiempo. En este caso

$$u_1 = U_{1m} \operatorname{sen} \omega t = U_1 \sqrt{2} \operatorname{sen} 2\pi ft, \quad (14-2)$$

donde  $U_{1m}$  es la amplitud de la tensión aplicada;  $U_1$  es su valor eficaz y  $\omega = 2\pi f$  es la frecuencia angular.

En la figura 14-2, a, la tensión  $u_1$  y la f.e.m.  $e_1$  están representadas por las curvas 1 y 2 que tienen la misma amplitud y están desplazadas una con respecto a la otra  $180^\circ$ ; por lo tanto se puede decir que la curva de la f.e.m.  $e_1$  es la reflexión especular de la curva  $u_1$  con respecto al eje de las abscisas. Por esta razón la f.e.m.  $e_1$  a menudo se denomina fuerza contraelectromotriz (f.c.e.m.).

Análogamente a la expresión para  $u_1$  tenemos:

$$e_1 = E_{1m} \operatorname{sen} (\omega t - \pi) = E_1 \sqrt{2} \operatorname{sen} (\omega t - \pi). \quad (14-3)$$

En la fig. 14-2, b, las curvas 1 y 2 están representadas por los vectores  $\overrightarrow{OA} = \dot{U}_1 = \overrightarrow{OF} = -\dot{E}_1$  para el instante en que  $u_1 = U_{1m}$ .

**B. El flujo magnético principal  $\Phi$ .** De acuerdo con la fórmula (13-3)

$$e_1 = -w_s \frac{d\Phi_t}{dt} = E_1 \sqrt{2} \operatorname{sen} (\omega t - \pi),$$

donde  $\Phi_t$  es el valor instantáneo del flujo principal.

Integrando los dos miembros de esta igualdad tenemos:

$$\int d\Phi_t = -\frac{E_1 V \sqrt{2}}{\omega_1} \int \sin(\omega t - \pi) dt,$$

de donde

$$\Phi_t = \frac{E_1 V \sqrt{2}}{\omega \omega_1} \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right). \quad (14-4)$$

Debemos tomar la constante de integración igual a cero, ya que en el régimen de funcionamiento estacionario no existe flujo de dirección continua en el núcleo del transformador.

De la fórmula (14-4) se deduce que si la tensión aplicada es sinusoidal *el flujo magnético del transformador elemental será también función sinusoidal del tiempo, y este flujo adelanta la f. e. m. primaria en un ángulo de  $\pi/2$* , es decir, en un cuarto de período, o bien, que es lo mismo, *la f. e. m. primaria está retrasada del flujo magnético en un ángulo de  $\pi/2$*  (curva 3 en la fig. 14-2, a, y vector  $\overline{OT} = \Phi_m$  en la fig. 14-2, b).

La fórmula (14-4) se puede representar en la forma siguiente:

$$\Phi_t = \Phi_m \sin\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right), \quad (14-5)$$

donde

$$\Phi_m = \frac{E_1 V \sqrt{2}}{\omega \omega_1} = \frac{E_1 V \sqrt{2}}{2 \pi f \omega_1} = \frac{E_1}{\pi V \sqrt{2} f \omega_1} \quad (14-6)$$

es la amplitud del flujo magnético. De aquí se obtiene la expresión principal para el valor eficaz de la f. e. m. del primario en la teoría del transformador.

$$E_1 = \pi V \sqrt{2} f \omega_1 \Phi_m = 4,44 f \omega_1 \Phi_m. \quad (14-7)$$

De esta fórmula se deduce que si están dados la frecuencia  $f$  y el número de espiras  $\omega_1$ , entonces  $E_1 = C_e \Phi_m$ , es decir, *el flujo  $\Phi_m$  es directamente proporcional a la f. e. m.  $E_1$ .*

Este mismo flujo  $\Phi_m$  atraviesa también el secundario. Por eso el valor eficaz de la f. e. m. del secundario se expresa, por analogía a la fórmula (14-7), en la forma siguiente:

$$E_2 = \pi V \sqrt{2} f \omega_2 \Phi_m = 4,44 f \omega_2 \Phi_m, \quad (14-8)$$

donde  $\omega_2$  es el número de espiras conectadas en serie del secundario. La f. e. m.  $\dot{E}_2$ , así como la f. e. m.  $\dot{E}_1$ , está retrasada en fase del flujo  $\Phi_m$  en un ángulo de  $\pi/2$  (vector  $\overline{OD}$  en la fig. 14-2, b).

La relación

$$k = E_1/E_2 = \omega_1/\omega_2, \quad (14-9)$$

así como la relación  $e_1/e_2$  [véase la fórmula (13-14)], se denomina *re-*

lación de transformación de las tensiones del transformador o simplemente relación de transformación.

Generalmente la relación de transformación se determina como la relación de la mayor f. e. m. a la menor independientemente de cual de estos devanados es el primario.

De las expresiones para las f. e. m. (14-7) y (14-8) determinamos el valor de una de las más importantes magnitudes que caracterizan al transformador que es la f. e. m. por espira:

$$E_{\text{esp}} = E_1/w_1 = E_2/w_2 = \pi \sqrt{2} f \Phi_m = 4,44 f \Phi_m. \quad (14-10)$$

**C. Corriente magnetizante  $i_{0\mu}$ .** De acuerdo con la ley del circuito magnético  $\Phi_t = i_{0\mu} w_1 / R_\mu$ , donde  $i_{0\mu} w_1$  es la fuerza magnetizante creada por la corriente magnetizante  $i_{0\mu}$ ;  $R_\mu$  es la reluctancia del núcleo que consta de la resistencia en el acero y la resistencia en las juntas del núcleo. Si el acero del transformador está saturado, como suele ocurrir en los transformadores de potencia, la forma de la curva de la corriente  $i_{0\mu}$  y su amplitud dependen del grado de saturación del acero. Cuando se trata del acero se sobreentiende el acero laminado en caliente. De acuerdo con la curva de magnetización del acero para transformadores (véase la fig. 1-25) se puede considerar que este acero no está completamente saturado hasta una inducción de 0,8 T aproximadamente; en esta zona se puede admitir aproximadamente que la corriente magnetizante es proporcional a la inducción. Las inducciones de 0,8 hasta 1,3 T corresponden al codo de la curva de magnetización, es decir, al acero medianamente saturado, y las inducciones superiores de 1,3 T corresponden a distintos grados de saturación del acero.

En la fig. 14-3 está trazada la curva de la corriente magnetizante  $i_{0\mu} = f(t)$  según la curva magnetizante media para el acero al silicio.

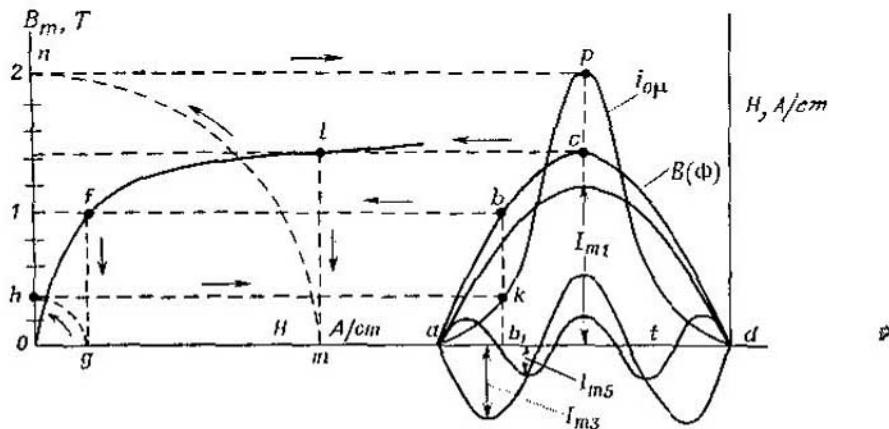


Fig. 14-3. Trazado de la curva  $i_{0\mu} = f(t)$  y su descomposición en armónicos fundamentales y superiores

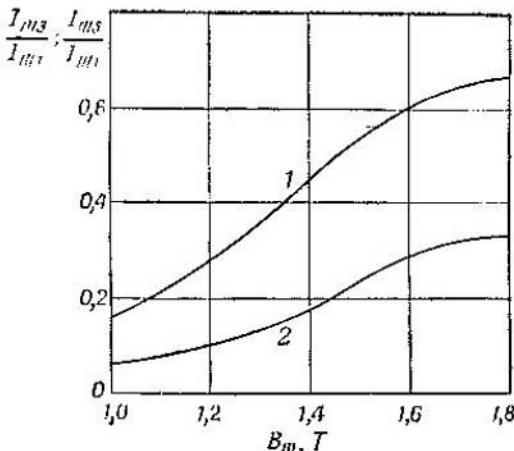


Fig. 14-4. Relaciones  $I_{m3}/I_{m1}$  e  $I_{m5}/I_{m1} = f(B_m)$  de un transformador en vacío

En la curva sinusoidal de inducción *abcd* el punto *b* corresponde a la inducción  $B_m=1$  T y el punto *c* a la inducción máxima  $B_m=1,45$  T. El trazado se ha ejecutado en el orden indicado en la figura con las flechas (*b*—*f*—*g*—*h*—*k* y *c*—*l*—*m*—*n*—*p*). Uniendo varios puntos de estos obtenemos la curva *akpd* de la corriente magnetizante  $i_{0p}$  del transformador elemental.

Aquí se ve que cuando el flujo es sinusoidal la corriente en vacío de un transformador con acero saturado no es sinusoidal (curva 4 en la fig. 14-2, *a*). La curva  $i_{0p}$  puede ser descompuesta en una serie de armónicos (fig. 14-3). Puesto que esta curva es simétrica con respecto al eje de las abscisas esta serie sólo contiene armónicos del orden impar: primero, tercero, quinto etc. con amplitudes  $I_{m1}$ ,  $I_{m3}$ ,  $I_{m5}$ , etc. El primer armónico de la corriente magnetizante coincide en fase con el flujo principal y, por consiguiente, está retrasado  $90^\circ$  de la tensión primaria. El armónico superior de corriente más expresado es el tercero. De lo expuesto en adelante veremos que este armónico influye notablemente en el funcionamiento de los transformadores trifásicos con ciertos procedimientos de conexión de sus devanados (véase el § 16-1). La influencia de los armónicos superiores generalmente no se toma en cuenta, puesto que están expresados más débilmente que el tercero.

El porcentaje de armónicos superiores contenidos en la curva de la corriente en vacío es tanto mayor, cuanto más alta es la amplitud de la inducción. En la fig. 14-4 la relación  $I_{m3}/I_{m1}=\alpha_3$  se determina por la curva 1 y la relación  $I_{m5}/I_{m1}=\alpha_5$ , por la curva 2. Las curvas están trazadas para el acero al silicio laminado en caliente del tipo 342. Aquí se ve que con inducciones ordinarias del orden de 1,4—1,45 T en el núcleo de los transformadores de potencia, la relación  $I_{m3}/I_{m1}$

alcanza el 50%, es decir, la curva de la corriente en vacío tiene un carácter notablemente agudo.

Conociendo las amplitudes de los armónicos de la curva de corriente en vacío podemos determinar el valor eficaz de esta corriente por la siguiente fórmula consabida:

$$I_{0\mu} = \sqrt{\left(\frac{I_{m1}}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{I_{m3}}{\sqrt{2}}\right)^2 + \left(\frac{I_{m5}}{\sqrt{2}}\right)^2 + \dots} = \\ = \frac{I_{m1}}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \alpha_3^2 + \alpha_5^2 + \dots} \quad (14-11)$$

Frecuentemente, para simplificar, la corriente no se descompone en armónicos, sino que se calcula directamente por la amplitud,

$$I_{0\mu m} = I_{m1} + I_{m3} + I_{m5} = I_{m1}(1 + \alpha_3 + \alpha_5), \quad (14-11a)$$

tomando

$$I_{0\mu} = \frac{I_{0\mu m}}{\sqrt{2}} = \frac{I_{m1}}{\sqrt{2}}(1 + \alpha_3 + \alpha_5). \quad (14-11b)$$

Es evidente que con este valor  $I_{0\mu}$  resulta engrandecida en

$$k_\alpha = \frac{1 + \alpha_3 + \alpha_5}{\sqrt{1 + \alpha_3^2 + \alpha_5^2}} \quad (14-11c)$$

veces. El coeficiente  $k_\alpha$  para las magnitudes de inducción magnética que se utilizan en los transformadores difiere considerablemente de la unidad. La tabla 14-1 de Richter [202] da los valores de  $I_{m1}$ ,  $\alpha_3$  y  $\alpha_5$  para diferentes valores de inducción  $B$ , y también el valor de  $k_\alpha$  calculado por la ecuación (14-11b). Conociendo la magnitud  $B$ , se puede, aplicando la fórmula reducida (14-11b) y la tabla 14-1, introducir una corrección en forma del coeficiente  $k_\alpha$ , tomando

$$I_{0\mu} = \frac{I_{0\mu m}}{\sqrt{2}k_\alpha}. \quad (14-11d)$$

Tabla 14-1

$B$ , T	$I_{m1}$ , A	$\alpha_3$	$\alpha_5$	$k_\alpha$
1	1,53	0,162	0,05	1,2
1,2	2,73	0,287	0,094	1,32
1,4	7,38	0,528	0,267	1,55
1,6	26,1	0,658	0,331	1,6
1,8	74,5	0,658	0,275	1,58

Puesto que la corriente en vacío no es sinusoidal, en el diagrama vectorial sólo puede representarse el primer armónico de esta corriente  $I_{01} = \overline{OH}$  (fig. 14-2, b), ya que en los diagramas vectoriales sólo pueden representarse magnitudes de una periodicidad. Así pues,

el diagrama de funcionamiento en vacío tiene, con respecto a la corriente en vacío, un carácter aproximado, lo que es preciso tener en cuenta tanto aquí como en el trazado de diagramas en adelante. Pero en la práctica para los trazados aproximados se parte generalmente de la corriente sinusoidal equivalente en vacío con valor eficaz de  $I_{0\mu}$  [véase la fórmula (14-11)].

Puesto que la corriente  $I_{01}$  está retrasada  $90^\circ$  de la tensión  $U_1$ , la potencia activa del primer armónico es igual a cero; las potencias de los armónicos superiores son también igual a cero, ya que poseen una periodicidad diferente a la de la tensión  $U_1$ . Por consiguiente, la potencia activa consumida de la red por el transformador elemental es igual a cero, cosa de esperar, ya que de acuerdo con los datos, para el transformador elemental las pérdidas se han tomado iguales a cero.

#### 14-4. Funcionamiento en vacío de un transformador monofásico real

Introduzcamos las correcciones de la dispersión y las pérdidas que no tomamos en cuenta durante el estudio del transformador elemental. El flujo de dispersión del primario engendra en éste f. e. m. de dispersión, y las pérdidas que tienen lugar durante el funcionamiento del transformador en vacío se compensan a cuenta de la potencia  $P_0$  que consume el transformador de la red. En un transformador monofásico  $P_0 = U_1 I_{0a}$  donde  $I_{0a}$  es el valor eficaz de la componente activa de corriente en vacío. Así pues, la corriente en vacío de un transformador real tiene dos componentes: la componente magnetizante con valor eficaz  $I_{0\mu}$ , que engendra el flujo magnético principal  $\Phi$  y que está con él en fase (fig. 14-5), y la componente activa  $I_{0a}$ , que está en cuadratura con la primera componente. Sustituyendo la curva real de la corriente magnetizante de la fig. 14-3 por una *sinusoide equivalente* del mismo valor eficaz  $I_{0\mu}$  que el de la curva real y sumando geométricamente las componentes  $I_{0\mu}$  y  $I_{0a}$ , obtendremos la corriente  $\dot{I}_0 = \sqrt{\dot{I}_{0\mu}^2 + \dot{I}_{0a}^2}$ .

Generalmente la corriente  $I_{0a} < 10\%$  de la corriente  $I_0$ , por lo cual su influencia sobre la corriente en vacío es infima (menos de 0,5%). Es también muy pequeño el ángulo  $\alpha$ , en cuyo valor está retrasado el flujo  $\Phi$  de la corriente  $I_0$  y que a menudo se llama *ángulo de retraso magnético*.

La corriente  $I_{0a}$  influye un poco más sobre la forma y la fase de la corriente en vacío. Sólo tendremos en cuenta las pérdidas por histéresis, ya que en los transformadores de acero al silicio laminado en caliente éstas constituyen aproximadamente el 85% de la potencia  $P_0$  (siendo  $f=50$  Hz). En la fig. 14-6 está representado un bucle de histéresis muy ensanchado. A cada induc-

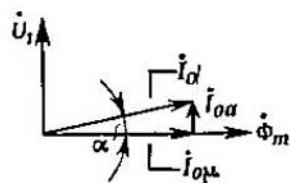


Fig. 14-5. Corriente en vacío de un transformador y sus componentes

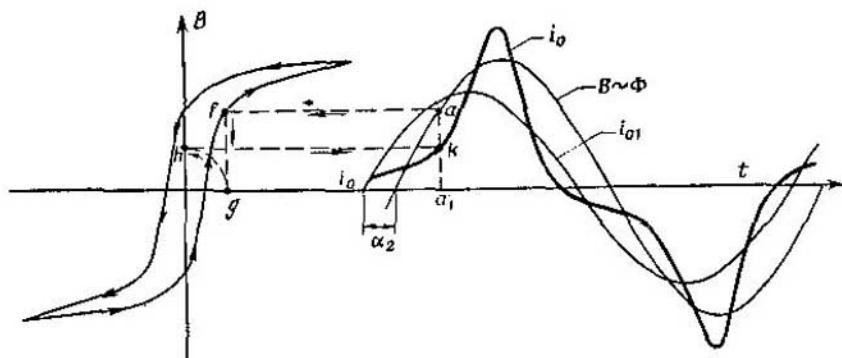


Fig. 14-6. Electo de la histéresis sobre la curva de corriente en vacío

ción dada  $B$  corresponde un valor diferente de corriente en vacío en las ramas ascendente y descendente del bucle de histéresis. El trazado de la curva de corriente en vacío se ha ejecutado por el procedimiento mostrado en la fig. 14-3. Descomponiendo la curva en una serie armónica hallamos que el flujo  $\Phi$  está retrasado del primer armónico de la corriente  $i_{o1}$  en un ángulo  $\alpha_2$  (fig. 14-6).

Al sustituir la curva real de corriente en vacío por una sinusoidal equivalente podemos escribir la ecuación de la f. e. m. del devanado primario en forma simbólica, puesto que todas las magnitudes que determinan el régimen de funcionamiento en vacío varían con el tiempo de manera sinusoidal. Según la fórmula (13-22) tenemos:

$$U_1 = -\dot{E}_1 + i_o Z_1. \quad (14-12)$$

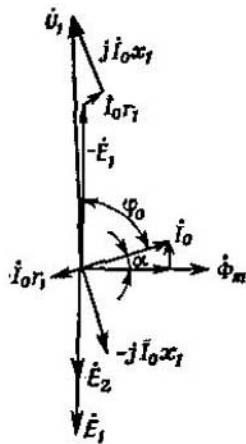


Fig. 14-7. Diagrama vectorial de un transformador en vacío

De acuerdo con la ecuación de la f. e. m. (14-12) se puede trazar el diagrama vectorial del funcionamiento en vacío del transformador.

Tracemos el vector del flujo magnético principal  $\Phi_m$  en sentido positivo del eje de abscisas (fig. 14-7). El vector de f. e. m.  $\dot{E}_1$  está retrasado del vector del flujo  $\Phi_m$  en  $90^\circ$ ; el vector de f. e. m.  $\dot{E}_2$  del devanado secundario coincide en fase con  $\dot{E}_1$ . El vector de corriente  $i_o$  se traza por sus componentes activa y magnetizante del mismo modo que en la fig. 14-5. El vector  $\dot{E}_{o1} = -j I_0 x_1$  está retrasado  $90^\circ$  del vector de corriente  $i_o$ ; el vector  $-I_0 r_1$  está en oposición de fase con la corriente  $i_o$ . Para trazar el vector de tensión  $U_1$  hay que sumar geométricamente las componentes de tensión  $-E_1$ ,  $I_0 r_1$  y  $j I_0 x_1$ , la magnitud de cada cual es igual

a su f. e. m. pero está dirigida en sentido opuesto (son de signo contrario).

En la fig. 14-7 los vectores  $\dot{I}_0 r_1$  y  $j \dot{I}_0 x_1$  están representados, para mejor claridad, en una escala muy aumentada con respecto a la f. e. m.  $E_1$ . En los transformadores de potencia la caída de tensión durante el funcionamiento en vacío es generalmente menos del 0,5% de  $U_1$ .

#### 14-5. Pérdidas en el transformador en vacío

Durante el funcionamiento de un transformador en vacío tienen lugar las siguientes clases de pérdidas: a) pérdidas en el cobre del primario  $P_{\text{cob}, 1} = I_0^2 r_1$ ; b) pérdidas principales en el acero del núcleo  $P_{\text{ac.}, 0}$  y c) pérdidas adicionales en vacío  $P_{\text{ad.}, 0}$ .

La potencia  $P_0$  consumida por un transformador en vacío se gasta íntegramente para compensar las pérdidas en vacío. Por consiguiente,

$$P_0 = P_{\text{cob}, 1} + P_{\text{ac.}, 0} + P_{\text{ad.}, 0}. \quad (14-13)$$

El cálculo demuestra que es posible despreciar las pérdidas  $P_{\text{cob}, 1} = I_0^2 r_1$ , ya que incluso en los transformadores de poca potencia con corriente  $I_0$  y resistencia  $r_1$  relativamente grandes son generalmente menos de 2% de la suma de las pérdidas en vacío. Por eso se puede admitir que

$$P_0 = P_{\text{ac.}, 0} + P_{\text{ad.}, 0} = P_{\text{ac.}}, \quad (14-14)$$

es decir, que la potencia en vacío prácticamente sólo se gasta para compensar las pérdidas en el acero.

**A. Pérdidas principales en el acero del núcleo.** Estas pérdidas están compuestas de pérdidas por histéresis y por corrientes parásitas y pueden ser calculadas por las fórmulas dadas en el § 7-4.

Generalmente las pérdidas se atribuyen a 1 kg de peso del núcleo y al determinarlas por medio del cálculo se parte de la curva experimental de "pérdidas específicas" (fig. 14-8):

$$P_{\text{ac.}, 1} = f(B) \quad (14-15)$$

para el acero al silicio de determinada clase y con una frecuencia dada. Multiplicando este valor por el peso del núcleo expresado en kilogramos se obtienen las pérdidas totales en éste. Si, como suele ocurrir a menudo, las diferentes piezas del núcleo (columnas, culatas) tienen distintas secciones transversales y, por consiguiente, con un mismo flujo magnético  $\Phi$ , tienen diferen-

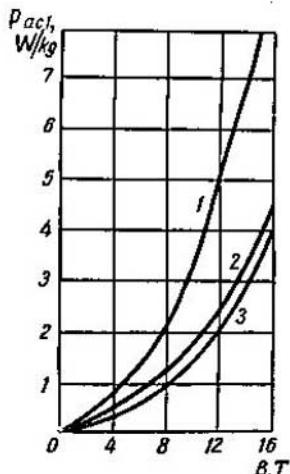


Fig. 14-8. Curvas de pérdidas en acero para transformadores de diferentes clases  
1 — acero tipo 312, de 0,5 mm de espesor; 2 — acero tipo 342, de 0,5 mm de espesor; 3 — acero tipo 342, de 0,35 mm de espesor

tes inducciones  $B$ , entonces para cada pieza se determina el valor de la inducción magnética  $B=\Phi/S$ , y por el valor de ésta y la curva de la fig. 14-8 se determinan las pérdidas  $p_{ac.1}$ . Multiplicando el valor de  $p_{ac.1}$  por el peso de una determinada pieza del núcleo y sumando los productos de todas sus piezas se obtiene el valor de las pérdidas principales  $p_{ac.0}$  en éste. Para calcular el valor de  $p_{ac.0}$  se aplican a veces fórmulas de la forma

$$p_{ac.0} = p_{ac.1} B^\alpha \left(\frac{f}{50}\right)^\beta G_{nuc}, \quad (14-16)$$

donde  $p_{ac.1}$  son las pérdidas en 1 kg de acero expresadas en watos cuando  $B=1$  T; pero estas fórmulas se pueden aplicar siempre que estén dados los exponentes  $\alpha$  y  $\beta$  que dependen a su vez de sus bases. A veces, para simplificar, los valores medios de las inducciones que se utilizan de  $B \approx 1,2$  T se toma  $\alpha=2$ ; y  $\beta=1,25$  para frecuencias próximas a 50 Hz.

Ya se dijo que los núcleos para transformadores se arman con chapas de un acero especial para transformadores de 0,5—0,35 mm de espesor. Las características de este acero, tanto laminado en caliente, como en frío, y las curvas de su magnetización véanse en la introducción en la fig. I-25.

Actualmente en la fabricación de transformadores adquiere cada vez más aplicación el acero laminado en frío (tipos 3310, 3320, 3330), ya que en comparación con el acero laminado en caliente el primero posee mayor permeabilidad magnética y menores pérdidas específicas. Pero con todo este acero es ostensiblemente anisotropo y sus altas propiedades magnéticas sólo se manifiestan en la dirección del laminado; en dirección transversal al laminado éstas son mucho peores. Por eso las construcciones de los núcleos de acero laminado en caliente no sirven para los núcleos de acero laminado en frío. Fue necesaria la creación de construcciones especiales en las cuales, no obstante, se complica el proceso de montaje del núcleo y aumenta el volumen de trabajo en su fabricación. En los transformadores monofásicos de pequeña potencia se usa la construcción helicoidal del núcleo fabricado de cinta de acero laminado en frío sin junturas (véase la fig. 23-21).

**B. Pérdidas adicionales en vacío.** Las clases principales de estas pérdidas son: a) las pérdidas adicionales en el acero debidas a la modificación de la estructura de las chapas de acero durante su tratamiento mecánico; b) las pérdidas en las junturas y sitios de disposición de los espárragos a causa de la distribución irregular de la inducción magnética; c) pérdidas en las piezas de construcción: espárragos, viguetas para prensar las culatas, cuba del transformador, etc. d) pérdidas en el aislamiento de los transformadores de alta tensión.

Las pérdidas adicionales en vacío no se someten a un cálculo exacto. Por eso las pérdidas de un transformador en vacío se calculan por los datos tabulados para las pérdidas específicas en las cuales entran también las pérdidas adicionales en vacío. Las investigaciones han demos-

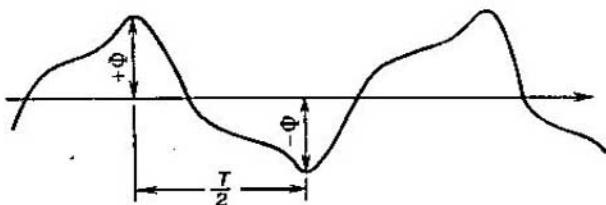


Fig. 14-9. Flujo magnético de forma no sinusoidal

rado que en los transformadores de acero laminado en caliente toda clase de pérdidas adicionales en vacío aumentan bruscamente cuando las inducciones en la columna exceden de 1,5 T. Las investigaciones demuestran también que con las inducciones usuales de 1,45—1,47 T en las columnas de los transformadores de gran potencia, las pérdidas adicionales  $p_{ad.0}$  constituyen el 15—20% de las pérdidas principales  $p_{ac.0}$ . Por consiguiente,

$$p_{ac} = p_{ac.0} + p_{ad.0} = (1,15 \div 1,20) p_{ac.0} \quad (14-17)$$

**D. Influencia de la forma de la curva y del valor de la tensión aplicada y también de la frecuencia en el funcionamiento de un transformador en vacío.** Más arriba fue admitido que la tensión primaria varía de acuerdo con la ley sinusoidal. Surge la pregunta de cómo variará la ecuación principal (14-7) en caso de una forma cualquiera de las curvas de la tensión aplicada y del flujo magnético.

Supongamos, por ejemplo, que el flujo varía según la curva de la fig. 14-9. Entonces independientemente de la forma que tenga esta curva, la relación (13-3) siempre será válida, por lo cual tendremos:

$$e_1 dt = -w_1 d\Phi_t.$$

Integrando esta expresión en el curso de un semiperíodo  $T/2$  y correspondientemente en los límites de  $+\Phi$  a  $-\Phi$ , obtenemos:

$$\int_0^{T/2} e_1 dt = -w_1 \int_{+\Phi}^{-\Phi} d\Phi_t = +w_1 \cdot 2\Phi.$$

El valor medio de la f. e. m. será, evidentemente,

$$E_{1\text{med}} = \frac{\int_0^{T/2} e_1 dt}{T/2} = \frac{2}{T} \int_0^{T/2} e_1 dt = \frac{4}{T} w_1 \Phi = 4w_1 f\Phi \quad (14-18)$$

independientemente de la forma que tenga la curva de la tensión aplicada.

Si se introduce el factor de forma de la curva  $k_e = E_1/E_{1\text{med}}$ , resulta:

$$E_1 = k_e E_{1\text{med}} = 4k_e w_1 f\Phi \quad (14-19)$$

para cualquier curva de tensión aplicada. Para la sinusoidal  $k_e = \pi/2\sqrt{2} = 1,11$ , debido a lo cual la igualdad (14-19) pasa a la (14-7); para las curvas agudas  $k_e > 1,11$ , y para las obtusas  $k_e < 1,11$  (tabl. 14-2).

Tabla 14-2

$\Phi$			$E$		$I_o$	
Forma de curva	$k_e$	$p_{his}$	Forma de curva	$k_e$	Forma de curva	$k_e$
Sinusoidal	1,11	Nomin.	Sinusoidal	1,11	Aguda	$>1,11$
Plana	$<1,11$		Aguda	$>1,11$	Sinusoidal	1,11
Tercer armónico en oposición de fase con el primero		Nomin.	Tercer armónico en fase con el primero			
Plana	$<1,11$	Interior a las nomin.	Aguda	$>1,11$	Sinusoidal	1,11
Tercer armónico en oposición de fase con el primero			Tercer armónico en fase con el primero			

**E. Deducciones de las relaciones principales del funcionamiento de un transformador en vacío.** De la ecuación (14-19), que es la más general para la f. e. m. de un transformador, se desprenden las siguientes importantes deducciones:

1. Durante el funcionamiento de cualquier transformador en vacío el valor del flujo magnético  $\Phi$  y junto con éste, el valor de la inducción  $B$  en el núcleo, para una curva determinada de la tensión aplicada, son a) directamente proporcionales a la f. e. m.  $E_1$  (o bien  $\approx U_1$ ) con una frecuencia  $f$  y un número de espiras  $w_1$  dados; b) inversamente proporcionales al número de espiras  $w_1$  con una frecuencia  $f$  y una  $U_1$ , dados; c) inversamente proporcionales a la frecuencia  $f$  cuando son constantes los demás datos y cuando varía la frecuencia; d) inversamente proporcionales al factor  $k_e$  de forma de la curva de la tensión aplicada cuando los demás datos son constantes.

2. Ya que, según la ecuación (14-4), la curva del flujo magnético es una curva integral con respecto a la curva de la f. e. m. entonces, en virtud de la ecuación (14-16), se puede deducir que a una curva plana de flujo magnético corresponderá una curva aguda de f. e. m. y viceversa.

De lo antedicho sobre la forma de la curva de corriente en vacío se desprende otra importante deducción.

3. Si la corriente en vacío es sinusoidal, como suele ocurrir a veces durante el funcionamiento de los transformadores trifásicos (véase el § 16-1), entonces en este caso no pueden ser sinusoidales ni el flujo magnético ni la f. e. m. de fase.

#### *14-6. Influencia de la forma de la curva de tensión en las pérdidas en el acero*

Todo lo dicho más arriba sobre las pérdidas en el acero se refería al caso en que la curva de la tensión aplicada al transformador era función sinusoidal del tiempo. En este caso las curvas de la f. e. m.  $e_1$  del flujo  $\Phi_t$  del transformador monofásico son también sinusoidales (véase la fig. 14-2). Cuando la tensión  $U_1$  no es sinusoidal, la forma de las curvas de la f. e. m. y del flujo varían. Generalmente  $\Phi_t = -\int e_1 dt$ , o sea, el flujo es una función integral de la f. e. m. Por consiguiente, cuando la forma de la curva de tensión es aguda, así como la de la f. e. m., la curva del flujo tiene un carácter achatado (véase la tabla 14-2) y viceversa. En el primer caso disminuye el valor máximo de la inducción  $B_m$  y en el segundo, aumenta. Asimismo varían las pérdidas en el acero, pero, en este caso, la variación de las pérdidas por histéresis y por corrientes parásitas ocurre de manera distinta. Analicemos las pérdidas en el acero para un valor eficaz de la tensión  $U_1$  dado, o bien, para un valor de f. e. m.  $E_1$  (que prácticamente es lo mismo) y para una frecuencia  $f$  dada. Cuando la forma de la curva de la f. e. m. no es sinusoidal

$$E_1 = 4k_e f w_1 \Phi_m,$$

donde  $k_e$  es el factor de forma de la curva de f. e. m. Por consiguiente,

$$\Phi_m \sim B_m \sim \frac{E_1}{k_e} \sim \frac{U_1}{k_e}.$$

Como sabemos (véase el cap. 7) las pérdidas por histéresis  $p_{his} \sim B_m^2$ , o sea,  $p_{his} \sim (U_1/k_e)^2$ ; las pérdidas por corrientes parásitas  $p_{par} \sim k_e^2 B_m^2$ , es decir,  $p_{par} \sim U_1^2$ . De aquí se deduce que para un valor eficaz de la f. e. m. dado, las pérdidas por histéresis son inversamente proporcionales al cuadrado del factor de forma de la curva de f. e. m. mientras que las pérdidas por corrientes parásitas no dependen de la forma de esta curva. Puesto que las pérdidas principales en el acero del transformador son las pérdidas por histéresis se puede considerar, aproximadamente, que las pérdidas totales en el acero  $p_{ac} \sim (U_1/k_e)^2$ . Para una forma aguda de la curva de f. e. m. el factor  $k_e > 1,11$  y para

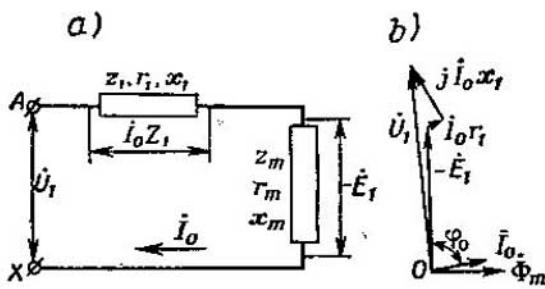


Fig. 14-10. Circuito equivalente y diagrama vectorial de un transformador en vacío

una achatada  $k_e < 1,11$ ; por consiguiente, en el primer caso las pérdidas en el acero disminuyen, y en el segundo, aumentan con respecto a las pérdidas de la curva sinusoidal de f. e. m.

#### 14-7. Circuito equivalente de un transformador sin carga

Según el esquema de la fig. 13-3 el circuito equivalente de un transformador en vacío tiene la forma representada en la fig. 14-10, a. El diagrama de un transformador en vacío correspondiente a este circuito se muestra en la fig. 14-10, b.

#### 14-8. Ensayo del transformador en vacío

El ensayo se realiza según el esquema de la fig. 14-11. Generalmente la tensión se aplica al lado del devanado de baja tensión (BT). Por medio de los voltímetros  $V_1$  y  $V_2$ , el amperímetro  $A$  y el vatímetro  $W$  se miden las tensiones primaria y secundaria  $U_1$  y  $U_{20}$ , la corriente y la potencia de marcha en vacío  $I_0$  y  $P_0$ ; el frecuencímetro  $F$  sirve para controlar la frecuencia. Suministrando una tensión sinusoidal con frecuencia nominal y variando esta tensión en ciertos

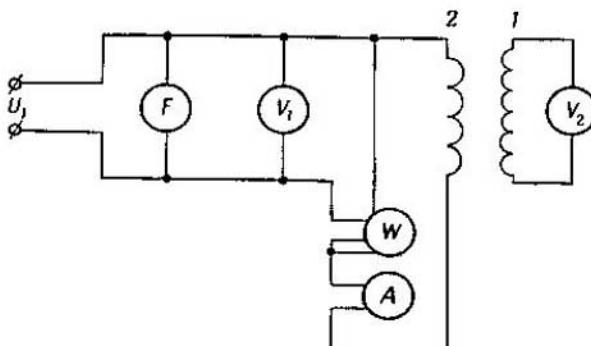


Fig. 14-11. Circuito para el ensayo de un transformador en vacío

límites obtenemos los datos de funcionamiento en vacío, con ayuda de los cuales se pueden trazar las curvas de  $I_0$  y  $P_0 = f(U_1)$ . Según la tensión nominal  $U_n=1$  determinamos los valores nominales de la corriente y la potencia  $I_{0n}$  y  $P_{0n}$  (fig. 14-12). Por estos datos se pueden determinar los parámetros de un transformador en vacío. Del circuito equivalente de la fig. 14-10, a, se deriva que (para abbreviar el índice "n" está omitido)

$$\begin{aligned}\frac{U_1}{I_0} &= Z_0 = Z_1 + Z_m = (r_1 + jx_1) + \\ &+ (r_m + jx_m) = r_0 + jx_0.\end{aligned}\quad (14-20)$$

En los transformadores de potencia las resistencias  $r_1$  y  $x_1$  son infimas en comparación con las resistencias  $r_m$  y  $x_m$  (centenas de veces menores). Por eso se puede considerar sin error alguno que

$$\frac{U_1}{I_0} = Z_0 = r_0 + jx_0 \approx Z_m = r_m + jx_m. \quad (14-21)$$

Si determinamos por medio del cálculo o experimentalmente las pérdidas en el acero del núcleo  $p_{ac}$ , tenemos:

$$r_m = \frac{p_{ac}}{I_0^2}. \quad (14-22)$$

Entonces

$$x_m = \sqrt{Z_m^2 - r_m^2} = \sqrt{\left(\frac{U_1}{I_0}\right)^2 - \left(\frac{p_{ac}}{I_0^2}\right)^2}. \quad (14-23)$$

El ensayo de un transformador en vacío sirve para determinar la relación de transformación  $k$ . Puesto que durante la marcha en vacío  $U_1 \approx E_1$  y  $U_{02} = E_2$ , entonces:

$$k = \frac{E_1}{E_2} \approx \frac{U_1}{U_{20}}. \quad (14-24)$$

De acuerdo con el Standard de Estado de la URSS 3484—54, la relación de transformación se determina en todas las derivaciones de los devanados y para todas las fases en caso de tensión reducida. Generalmente para los transformadores grandes de más de 560 kVA de potencia el valor de la tensión aplicada debe ser del orden de unas centésimas de la tensión nominal, y para los transformadores de poca potencia, del orden de unas décimas partes de la tensión nominal.

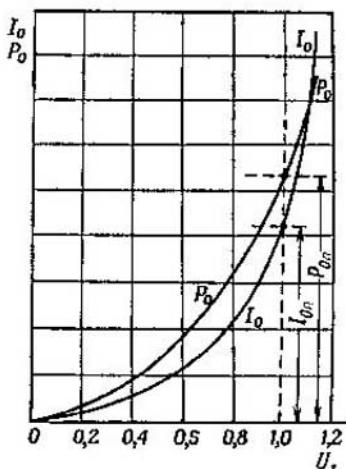


Fig. 14-12. Curvas de  $I_0$  y  $P_0 = f(U_1)$

## CAPÍTULO XV

### CLASIFICACIÓN DE LOS SISTEMAS MAGNÉTICOS Y DE LOS MÉTODOS DE CONEXIÓN DE LOS DEVANADOS DE LOS TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS. FUERZA ELECTROMOTRIZ DE LOS TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS

#### 15-1. Clasificación de los sistemas magnéticos de transformadores trifásicos

Según la estructura del núcleo del transformador trifásico existen:  
a) transformadores con sistemas magnéticos acoplados y b) transformadores con sistemas magnéticos independientes o casi independientes.

En la fig. 15-1 está representado un transformador de tres columnas con sistema magnético acoplado. Una propiedad característica de este transformador es la disimetría de su sistema magnético, puesto que las longitudes de los circuitos magnéticos en las columnas A, B y C no son iguales: la longitud del circuito magnético de la columna del medio B es menor que las longitudes de los circuitos de las columnas de los extremos A y C. Los tres circuitos convergen en los nodos  $O_1$  y  $O_2$ . Si  $\Phi_A$ ,  $\Phi_B$  y  $\Phi_C$  son las amplitudes de los flujos magnéticos en las columnas A, B y C, entonces, de acuerdo con la primera ley de Kirchhoff para circuitos magnéticos, en cada nodo tendremos:

$$\dot{\Phi}_A + \dot{\Phi}_B + \dot{\Phi}_C = 0. \quad (15-1)$$

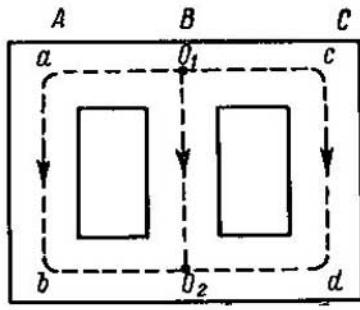


Fig. 15-1. Sistema magnético de un transformador de tres columnas

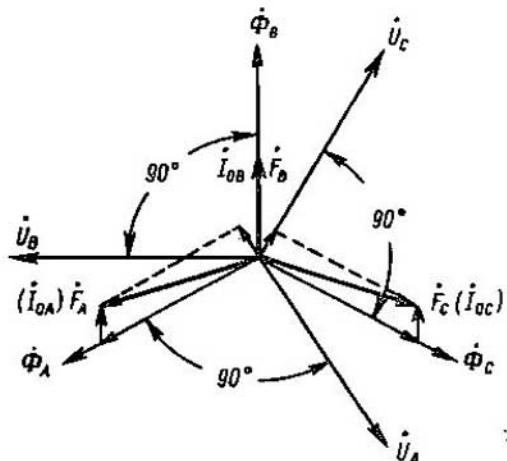


Fig. 15-2. Diagrama de corrientes en vacío de un transformador de tres columnas

Consideraremos que el transformador es elemental ( $r_1=0$ ,  $x_1=0$ ,  $p_{ac}=0$ ) y que la tensión aplicada a él es sinusoidal y simétrica. En este caso las tensiones  $\dot{U}_A$ ,  $\dot{U}_B$  y  $\dot{U}_C$  y los flujos  $\dot{\Phi}_A$ ,  $\dot{\Phi}_B$  y  $\dot{\Phi}_C$  formarán estrellas regulares de tres rayos, donde cada vector de flujo estará retrasado  $90^\circ$  del respectivo vector de tensión (fig. 15-2).

Al pasar el flujo  $\dot{\Phi}_A$  por el sector  $O_1 abO_2$  (fig. 15-1) surge la caída de potencial magnético  $\dot{\Phi}_A (R_{col} + 2R_{cul})$  donde  $R_{col}$  es la reluctancia de la columna, y  $R_{cul}$  es la reluctancia de una mitad de la culata superior o inferior. Asimismo tenemos para la columna  $C$   $\dot{\Phi}_C (R_{col} + 2R_{cul})$ . En la columna  $B$  la caída de potencial magnético es igual a  $\dot{\Phi}_B R_{col}$ . Si  $\dot{F}_A$ ,  $\dot{F}_B$  y  $\dot{F}_C$  son las amplitudes de las f. m. correspondientes a los flujos  $\dot{\Phi}_A$ ,  $\dot{\Phi}_B$  y  $\dot{\Phi}_C$ , entonces, según la segunda ley de Kirchhoff para los circuitos magnéticos tenemos:

para el circuito  $abO_2O_1$

$$\dot{\Phi}_A (R_{col} + 2R_{cul}) - \dot{\Phi}_B R_{col} = \dot{F}_A - \dot{F}_B;$$

para el circuito  $cdO_2O_1$ ,

$$\dot{\Phi}_C (R_{col} + 2R_{cul}) - \dot{\Phi}_B R_{col} = \dot{F}_C - \dot{F}_B.$$

Además, en los sistemas sin conductor neutro la suma geométrica de corrientes y, por consiguiente, de f. m. en las tres fases deben ser iguales a cero, es decir,

$$\dot{F}_A + \dot{F}_B + \dot{F}_C = 0.$$

Resolviendo las ecuaciones escritas con respecto a  $\dot{F}_A$ ,  $\dot{F}_B$  y  $\dot{F}_C$  obtenemos:

$$\dot{F}_A = (R_{col} + 2R_{cul}) \dot{\Phi}_A + \frac{2}{3} R_{cul} \dot{\Phi}_B; \quad (15-2a)$$

$$\dot{F}_B = R_{col} \dot{\Phi}_B + \frac{2}{3} R_{cul} \dot{\Phi}_B; \quad (15-2b)$$

$$\dot{F}_C = (R_{col} + 2R_{cul}) \dot{\Phi}_C + \frac{2}{3} R_{cul} \dot{\Phi}_B. \quad (15-2c)$$

De la igualdad (15-2b) se deduce que la f. m.  $\dot{F}_B$  sólo depende del flujo  $\dot{\Phi}_B$  y, por lo tanto, el vector  $\dot{F}_B$  coincide en fase con el vector de flujo  $\dot{\Phi}_B$ . Por el contrario, las f. m.  $\dot{F}_A$  y  $\dot{F}_C$  son las sumas geométricas de dos f. m. de las cuales una coincide en fase con el flujo dado y la otra, con el flujo  $\dot{\Phi}_B$ . Por eso el vector de f. m.  $\dot{F}_A$  está retrasado en fase en cierto ángulo del vector de flujo  $\dot{\Phi}_A$  y el vector de f. m.  $\dot{F}_C$  está adelantado en este mismo ángulo del vector de flujo  $\dot{\Phi}_C$ . Así las f. m.  $\dot{F}_A$ ,  $\dot{F}_B$  y  $\dot{F}_C$ , y, por consiguiente, las corrientes magnetizantes  $\dot{I}_{0A}$ ,  $\dot{I}_{0B}$  y  $\dot{I}_{0C}$  forman sistemas asimétricos, en los que  $\dot{F}_A = \dot{F}_C > \dot{F}_B$  o, asimismo,  $\dot{I}_{0A} = \dot{I}_{0C} > \dot{I}_{0B}$  (líneas gruesas en la fig. 15-2).

La disimetría de las corrientes en vacío se refleja principalmente en los transformadores de poca potencia, donde la culata desempeña un papel relativamente grande. Aquí  $I_{oA} = I_{oC} = (1,2 \div 1,5) I_{oB}$ . En transformadores de gran potencia la asimetría desaparece notablemente. Según los Standards de Estado de la URSS, como corriente en vacío  $I_o$  se toma el promedio aritmético de las corrientes  $I_{oA}$ ,  $I_{oB}$  e  $I_{oC}$ . Puesto que la corriente  $I_o$  no es grande (del 3 al 8 % de  $I_u$ ) incluso en transformadores de poca potencia la asimetría de la corriente en vacío deja de influir aún a muy poca carga.

Puesto que la corriente  $I_{oB}$  está retrasada de la tensión  $\dot{U}_B$  en  $90^\circ$ , la potencia de la fase  $B$  es igual a cero; la potencia de la fase  $C$  es positiva, debido a que la proyección de la corriente  $I_{oC}$  sobre la dirección del vector  $\dot{U}_C$  es también positiva; la potencia de la fase  $A$  es igual en magnitud a la potencia de la fase  $C$ , pero tienen diferente signo, puesto que la proyección de la corriente  $I_{oA}$  sobre la dirección del vector  $\dot{U}_A$  es negativa. Así pues, en un transformador de tres columnas en vacío, las fases  $C$  y  $A$  cambian de potencia, pero la potencia total del transformador en vacío es nula, cosa de esperar para los transformadores elementales. La distribución desigual de la potencia durante la marcha en vacío, así como la disimetría de las corrientes, no tiene importancia, puesto que esta potencia generalmente constituye menos del 1 % de la potencia nominal del transformador.

Como ejemplo de transformador trifásico con sistema magnético independiente sirve el *grupo transformador trifásico*, o simplemente *transformador de un grupo* (véase más abajo la fig. 16-1) que consta de tres transformadores monofásicos iguales con determinada conexión de sus devanados.

Como ejemplo de transformador con circuito magnético casi independiente puede servir el transformador acorazado. En adelante sólo nos limitaremos al estudio del transformador de tres columnas y el grupo transformador trifásico.

## 15-2. *Métodos de conexión de los devanados del transformador trifásico*

**Los devanados de un transformador trifásico, tanto el primario como el secundario, pueden estar acoplados: a) en estrella, b) en triángulo, c) en zigzag. Las conexiones en estrella y en triángulo son las más importantes.**

La conexión en zigzag se da más abajo en el § 15-6.

Independientemente del modo de conexión, los extremos de cualquier devanado de fase de un sistema trifásico se denominan: *origen* y *fin* del devanado. En un devanado de fase la elección de su origen y fin es arbitraria. Supongamos por ejemplo, que en el primer devanado hemos adoptado como origen su punto extremo partiendo del cual se arrolla el devanado en el sentido de las manecillas del reloj (arrolla-

miento derecho, fig. 15-3). Entonces, como origen de los otros dos devanados hemos de tomar también sus puntos extremos partiendo de los cuales arrollamos los devanados en el mismo sentido que el primero. Designemos los orígenes del devanado de alta tensión (AT) de un transformador trifásico con las letras  $A$ ,  $B$  y  $C$  y sus finales con las letras  $X$ ,  $Y$  y  $Z$ ; y los orígenes y finales del devanado de baja tensión (BT) con las letras  $a$ ,  $b$ ,  $c$  y  $x$ ,  $y$ ,  $z$ , respectivamente. En adelante sólo designaremos los devanados de fase con sus letras iniciales.

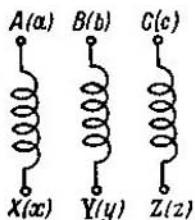


Fig. 15-3. Orígenes y finales de un devanado trifásico

### 15-3. F. e. m. de los devanados trifásicos del transformador

Generalmente las f. e. m.  $e_A$ ,  $e_B$  y  $e_C$  de los devanados de las fases  $A$ ,  $B$  y  $C$  no son sinusoidales. Suponiendo que sólo existen armónicos impares y adoptando la fase inicial  $\psi \approx 0$ , para el devanado  $A$  tenemos:

$$e_A = E_{m1} \operatorname{sen} \omega t + E_{m3} \operatorname{sen} 3\omega t + E_{m5} \operatorname{sen} 5\omega t + E_{m7} \operatorname{sen} 7\omega t + \dots \quad (15-3a)$$

Para las fases  $B$  y  $C$  tenemos respectivamente:

$$\begin{aligned} e_B &= E_{m1} \operatorname{sen} \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + E_{m3} \operatorname{sen} 3 \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + \\ &+ E_{m5} \operatorname{sen} 5 \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + E_{m7} \operatorname{sen} 7 \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + \dots = \\ &= E_{m1} \operatorname{sen} \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + E_{m3} \operatorname{sen} 3\omega t + \\ &+ E_{m5} \operatorname{sen} \left( 5\omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + E_{m7} \operatorname{sen} \left( 7\omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + \dots \quad (15-3b) \end{aligned}$$

y

$$\begin{aligned} e_C &= E_{m1} \operatorname{sen} \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + E_{m3} \operatorname{sen} 3 \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + \\ &+ E_{m5} \operatorname{sen} 5 \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + E_{m7} \operatorname{sen} 7 \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + \dots = \\ &= E_{m1} \operatorname{sen} \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + E_{m3} \operatorname{sen} 3\omega t + E_{m5} \operatorname{sen} \left( 5\omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + \\ &+ E_{m7} \operatorname{sen} \left( 7\omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + \dots \quad (15-3c) \end{aligned}$$

De las ecuaciones (15-3a), (15-3b), (15-3c) se ve que: a) los primeros armónicos de las f. e. m. en las fases  $A$ ,  $B$  y  $C$  forman una estrella simétrica de tres rayos con orden de sucesión de fases  $E_{A1} \rightarrow -E_{B1} \rightarrow E_{C1}$  (fig. 15-4, a); b) los terceros armónicos de las f. e. m. y los armónicos múltiplos de tres coinciden en fase en los tres devanados de fase (fig. 15-4, b) y, por consiguiente, independientemente del pro-

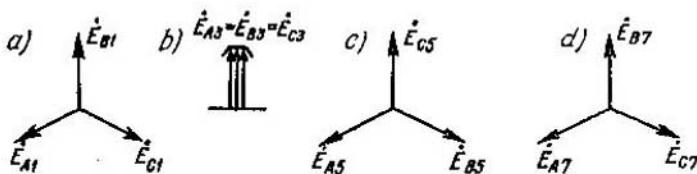


Fig. 15-4. Armónicos primero, tercero, quinto y séptimo de la f.e.m. de un devanado trifásico

cedimiento de conexión de los devanados, están dirigidos en cada devanado de fase desde su origen hacia su fin o en sentido contrario; c) los armónicos quinto y séptimo de las f. e. m. forman semejantes estrellas simétricas de tres rayos que el primer armónico pero con respecto a éste el quinto armónico tiene un orden de secuencia de fases inverso  $E_{A5} - E_{C5} - E_{B5}$  (fig. 15-4, c) y el séptimo armónico tiene el mismo orden de secuencia de fases que el primero (fig. 15-4, d). Generalmente los armónicos del orden  $3c+1$ , donde  $c$  es cualquier número par, tienen el mismo orden de secuencia de fases que el primer armónico obtenido cuando  $c=0$ , y los armónicos del orden  $3c-1$ , tiene 1 un orden inverso.

#### 15-4. Conexión del devanado trifásico del transformador en estrella

Al conectar en estrella un devanado trifásico es necesario conectar en un punto neutro común sus tres orígenes dejando libres los finales o conectar los tres finales dejando libres los orígenes (fig. 15-5, a). Recorriendo cualquiera de los tres contornos formados por la estrella, por ejemplo, el contorno  $(A-X) - (Y-B)$ , iremos *desde el origen del devanado A hacia su final X, y desde el final Y del devanado B hacia su origen B*, o sea, *cambiamos la dirección del recorrido del devanado B con respecto al devanado A*. En este caso, para los valores instantáneos

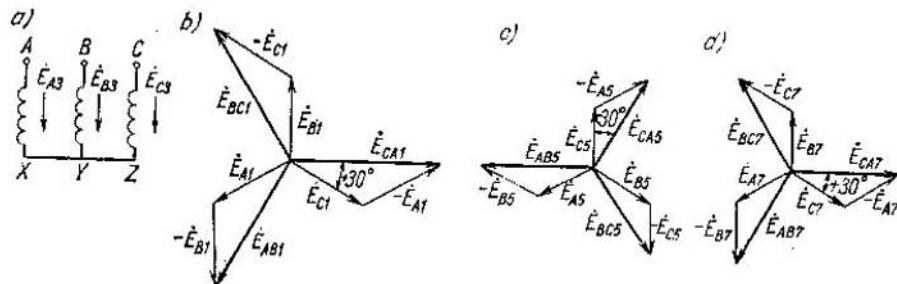


Fig. 15-5. Diagramas vectoriales de f.e.m. del devanado trifásico conectado en estrella

de las f. e. m. entre fases tenemos:

$$e_{AB} = e_A - e_B; \quad (15-4a)$$

$$e_{BC} = e_B - e_C; \quad (15-4b)$$

$$e_{CA} = e_C - e_A. \quad (15-4c)$$

Sustituyendo en estas igualdades las expresiones para las f. e. m.  $e_A$ ,  $e_B$  y  $e_C$  escritas más arriba obtenemos:

$$\begin{aligned} e_{AB} &= e_A - e_B = E_{m1} \sin \omega t - E_{m1} \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + \\ &+ E_{m3} \sin 3\omega t - E_{m3} \sin \left( 3\omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + E_{m5} \sin 5\omega t - \\ &- E_{m5} \sin \left( 5\omega t - \frac{4\pi}{3} \right) + E_{m7} \sin 7\omega t - \\ &- E_{m7} \sin \left( 7\omega t - \frac{2\pi}{3} \right) + \dots = \sqrt{3}E_{m1} \sin \left( \omega t + \frac{\pi}{6} \right) + \\ &+ \sqrt{3}E_{m5} \sin \left( 5\omega t - \frac{\pi}{6} \right) + \sqrt{3}E_{m7} \sin \left( 7\omega t + \frac{\pi}{6} \right) + \dots \quad (15-4a) \end{aligned}$$

Correspondientemente

$$\begin{aligned} e_{BC} &= e_B - e_C = \sqrt{3}E_{m1} \sin \left( \omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3} \right) + \\ &+ \sqrt{3}E_{m5} \sin \left( 5\omega t - \frac{\pi}{6} + \frac{2\pi}{3} \right) + \\ &+ \sqrt{3}E_{m7} \sin \left( 7\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{2\pi}{3} \right) + \dots . \quad (15-4b) \end{aligned}$$

y

$$\begin{aligned} e_{CA} &= e_C - e_A = \sqrt{3}E_{m1} \sin \left( \omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{4\pi}{3} \right) + \\ &+ \sqrt{3}E_{m5} \sin \left( 5\omega t - \frac{\pi}{6} + \frac{4\pi}{3} \right) + \\ &+ \sqrt{3}E_{m7} \sin \left( 7\omega t + \frac{\pi}{6} - \frac{4\pi}{3} \right) + \dots . \quad (15-4c) \end{aligned}$$

De las ecuaciones (15-4a), (15-4b) y (15-4c) se deduce que cuando los devanados están conectados en estrella:

1) desaparecen en la tensión entre líneas los armónicos múltiplos de tres; físicamente esto se explica porque en cada uno de los dos circuitos que forman la estrella estos armónicos actúan en dirección mutuamente contraria (fig. 15-5, a);

2) las tensiones entre líneas de todos los armónicos del orden  $3c+1$ , inclusive el principal, es decir, el primer armónico, son sistemas trifásicos de tensión equilibrados con secuencia directa de fases y con una fase inicial  $\psi = +30^\circ$  (figs. 15-5, b y 15-5, d) y, asimismo, las tensiones de todos los armónicos del orden  $3c-1$  son sistemas trifásicos equivalentes con orden inverso de secuencia de fases y con una fase inicial  $\psi = -30^\circ$  (fig. 15-5, c);

3) la amplitud de la tensión entre líneas de cualquier armónico del orden  $3c \pm 1$  es  $\sqrt{3}$  veces mayor que la amplitud de la tensión de fase de su armónico correspondiente, es decir:

$$E_{mvf} = \sqrt{3} E_{mv},$$

donde  $v = 3c \pm 1$  es el orden del armónico.

Pasando a los valores eficaces de las f. e. m. de fase y entre líneas tenemos:

$$E_f = \sqrt{\frac{1}{2} (E_{m1}^2 + E_{m3}^2 + E_{m5}^2 + E_{m7}^2 + \dots)} \quad (15-6)$$

y

$$E_t = \sqrt{\frac{3}{2} (E_{m1}^2 + E_{m3}^2 + E_{m5}^2 + \dots)}. \quad (15-7)$$

De aquí se deduce que

$$E_t = E_f \sqrt{3 \frac{1 + k_{ev}^2 + k_{e7}^2 + \dots}{1 + k_{e3}^2 + k_{e5}^2 + k_{e7}^2 + \dots}}, \quad (15-8)$$

donde

$$k_{ev} = \frac{E_{mv}}{E_{m1}} = \frac{E_v}{E_1}. \quad (15-9)$$

Como al conectar los devanados en estrella las corrientes de fase salen directamente a la línea, tenemos:

$$I_t = I_f. \quad (15-10)$$

Como es sabido del curso "Fundamentos teóricos de electrotecnia" cuando la f. e. m. y la corriente no son sinusoidales, la potencia del sistema es igual a la suma de las potencias de cada uno de los armónicos. Generalmente la potencia de mayor valor es la del primer o armónico principal.

Para este armónico tenemos:

$$P_1 = 3E_{f1}I_{f1} \cos \varphi = \sqrt{3}E_{f1}I_{f1} \cos \varphi, \quad (15-11)$$

donde  $\varphi$  es el ángulo de desfasaje entre la f. e. m.  $E_{f1}$  y la corriente  $I_{f1}$ .

### 15-5. Conexión del devanado trifásico del transformador en triángulo

Al conectar un devanado en triángulo hay que conectar el origen del devanado de fase subsiguiente al final del devanado anterior. La conexión de los devanados es posible: a) según el esquema  $(A - X) - (B - Y) - (C - Z) - A$  (fig. 15-6, a) y b) según el esquema  $(A - X) - (C - Z) - (B - Y) - A$  (fig. 15-6, b).

Sean  $i_{AX}$ ,  $i_{BY}$  e  $i_{CZ}$  los valores instantáneos de las corrientes en los devanados de fase  $A$ ,  $B$  y  $C$ ;  $i_A$ ,  $i_B$  e  $i_C$ , los valores instantáneos de las corrientes en las líneas conectadas a los orígenes de los devanados.

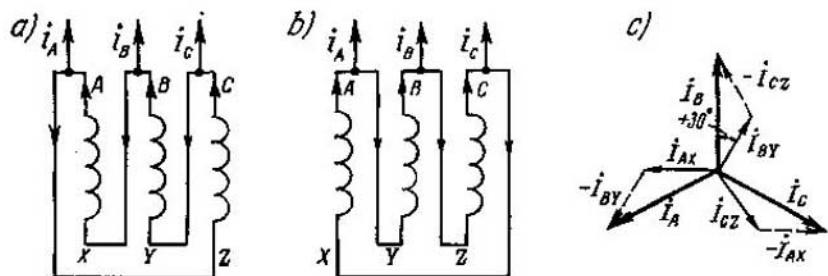


Fig. 15-6. Conexiones en triángulo del devanado trifásico (a y b) y diagrama de corrientes (c)

dos  $A$ ,  $B$  y  $C$ . Entonces, para el esquema de la fig. 15-6, b tenemos:

$$i_A = i_{AX} - i_{BY}; \quad (15-12a)$$

$$i_B = i_{BY} - i_{CZ}; \quad (15-12b)$$

$$i_C = i_{CZ} - i_{AX}. \quad (15-12c)$$

En la fig. 15-6, c está representado el respectivo diagrama vectorial para el primer armónico de las corrientes (aquí está omitido el índice 1). Aquí se ve que el vector de la corriente de línea está adelantado en un ángulo de  $30^\circ$  con respecto al vector de la corriente de fase, siendo

$$I_{L1} = I_{f1}\sqrt{3}. \quad (15-13)$$

Con respecto al tercer armónico y sus múltiplos el triángulo representa un circuito cerrado donde todos estos armónicos actúan en una misma dirección: desde el origen del devanado de fase hacia su final, o en dirección contraria. El valor eficaz de los armónicos múltiplos de tres es:

$$E_{3\Delta} = \sqrt{E_3^2 + E_6^2 + \dots} . \quad (15-14)$$

La f. e. m.  $E_{3\Delta}$  se puede medir desconectando un nodo cualquiera del triángulo, por ejemplo, el nodo  $B-Z$  (fig. 15-7) e insertando en el corte un voltímetro.

Actuando por el circuito cerrado del triángulo la f. e. m.  $E_{3\Delta}$  engendra una corriente  $I_3$  que puede ser medida si intercalamos en el corte antedicho un amperímetro en lugar de un voltímetro. En las tensiones de línea no surge f. e. m.  $E_{3\Delta}$  debido a que en un circuito cerrado ésta se utiliza completamente para superar la caída de tensión que tiene lugar por la corriente  $I_3$ .

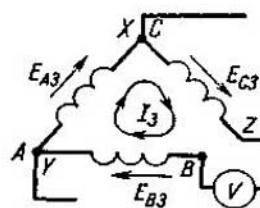


Fig. 15-7. Terceros armónicos de la f.e.m. y corriente de los devanados conectados en triángulo

### 15-6. Conexión del devanado trifásico del transformador en zigzag

La esencia de esta conexión consiste en la división de cada uno de los devanados de fase del lado de baja tensión en dos partes, generalmente, iguales, y en la colocación de estas partes en diferentes columnas (fig. 15-8, a). La conexión de estas dos partes se ejecuta de tal manera que sus f. e. m. se resten geométricamente; para esto el final de cada una de las mitades del devanado de fase se conecta al final de la segunda mitad de este mismo devanado. Si en este caso los devanados de fase están divididos en dos partes iguales la f. e. m. resultante de todo el devanado de fase es  $\sqrt{3}$  veces mayor que la f. e. m. en cada una de sus mitades (fig. 15-8, b).

La conexión en zigzag se utiliza para transformadores especiales, por ejemplo, en los transformadores para rectificadores a arco de mercurio, véase más detalladamente sobre esto en el § 23-6.

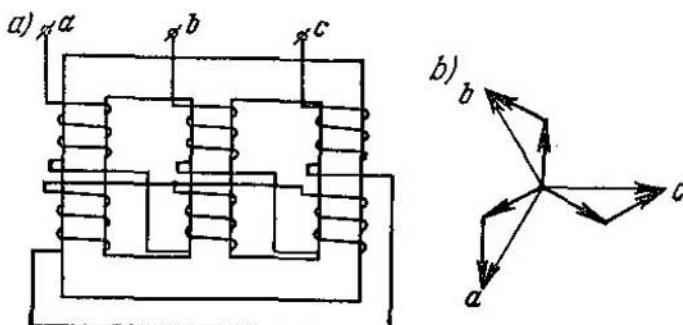


Fig. 15-8. Conexión en zigzag

### 15-7. Métodos normalizados de conexión de los devanados de transformadores trifásicos en la URSS

Las conexiones en estrella, en triángulo y en zigzag se ha aceptado designar con los símbolos Y, Δ y Z. Al principio se marca el modo de conexión del devanado de alta tensión (AT), luego la conexión del devanado de baja tensión (BT) y entre estos símbolos se pone una raya inclinada.

Si algún devanado tiene borne neutro entonces al símbolo correspondiente se le añade el signo "0". Así, la designación  $Y_0/\Delta$  debe leerse: devanado de alta tensión conectado en estrella y con borne neutro, devanado de baja tensión conectado en triángulo.

Las conexiones Z/Y, Z/Δ y Z/Z en la URSS no se utilizan. Así pues, en la práctica se utilizan las seis siguientes conexiones de devanados del transformador trifásico: 1) Y/Y<sub>0</sub> ó Y/Y, 2) Y/Δ, 3) Y/Z ó Y/Z<sub>0</sub>, 4) Δ/Y, 5) Δ/Δ y 6) Δ/Z ó Δ/Z<sub>0</sub>.

Puesto que un devanado puede estar arrollado en sentido contrario a la del otro, se pueden hacer totalmente doce conexiones diferentes de los devanados del transformador trifásico. En algunas normas extranjeras se prevén todas estas conexiones. En el Standard de Estado de la URSS sólo se utilizan las siguientes tres conexiones: 1) Y/Y<sub>0</sub>, 2) Y/Δ y 3) Y<sub>0</sub>/Δ. En adelante sólo trataremos de estas conexiones.

### 15-8. Esquemas y grupos de conexiones de los devanados

Las conexiones de devanados adoptadas por el Standard de Estado de la URSS para los transformadores trifásicos de dos devanados están representadas en la fig. 15-9. Los orígenes y finales de los devanados de alta tensión y baja tensión están designados de acuerdo con lo antedicho (véase el § 15-2). Durante el trazado de los diagramas las tensiones de línea del devanado de alta tensión (AT) (líneas de trazo en la fig. 15-9) siempre se representan como triángulos equiláteros de tensiones donde los vértices A, B y C están situados en el ángulo inferior izquierdo, en el ángulo superior y en el ángulo inferior derecho respectivamente. En este caso, cuando se habla del funcionamiento de transformadores hay que prever la posibilidad de su funcionamiento en paralelo donde sólo pueden estar conectados entre sí los bornes del mismo potencial. Por eso, no basta con indicar el modo de conexión de los devanados del transformador, sino que es también preciso indicar el ángulo de desplazamiento  $\alpha$  entre las tensiones de línea primaria y secundaria, conforme a lo cual se determina el grupo al que pertenece el transformador. Demostremos que el ángulo  $\alpha$  depende: a) del sentido en que está arrollado el devanado; b) de la marcación de los

	Conexión de los devanados		Diagramas vectoriales		Símbolos
	AT	BT	AT	BT	
a)					Y/Y <sub>0</sub> -12
b)					Y/Δ-11
c)					Y <sub>0</sub> /Δ-11

Fig. 15-9. Esquemas de conexión de los devanados de transformadores trifásicos de dos arrollamientos

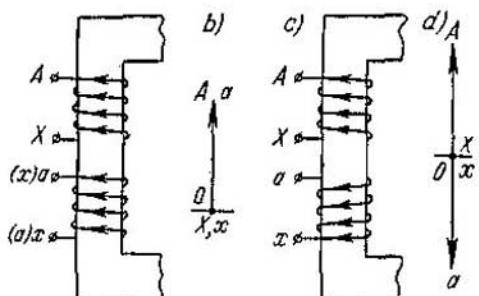


Fig. 15-10. Ángulo de desfasaje de los vectores de f.e.m. en función de la dirección del arrollamiento y la designación de los bornes del devanado

bornes del devanado y c) de la conexión de los devanados del transformador trifásico.

Aclaremos al principio cómo influyen los dos primeros factores en el ejemplo de un transformador monofásico. Consideraremos que en el transformador de la fig. 15-10, a el devanado superior es el primario, y el inferior, el secundario. Supongamos que los dos devanados están arrollados en un mismo sentido y que los bornes superiores marcados con

las letras  $A$  y  $a$  son los orígenes de estos devanados y los inferiores marcados con las letras  $X$  y  $x$  son los finales.

Como los dos devanados del transformador están dispuestos en una misma columna y son atravesados por el mismo flujo principal, las f.e.m. engendradas en estos devanados tienen en todo instante el mismo sentido con respecto a los bornes de los devanados, por ejemplo, desde el final  $X$  al origen  $A$  en el primario, y desde el final  $x$  hacia el origen  $a$  en el secundario. Asimismo las tensiones  $\dot{U}_1$  y  $\dot{U}_2$  en los bornes del primario y del secundario, reducido al primario, coinciden en fase y están representadas con los vectores  $\overline{OA}$  y  $\overline{Oa}$  que tienen iguales valores y una misma dirección (fig. 15-10, b).

Si el primario y el secundario están arrollados en diferentes sentidos, pero conservan las mismas marcas de los bornes representadas en la fig. 15-10, a, entonces, como se ve en la fig. 15-10, c, las tensiones  $\dot{U}_1$  y  $\dot{U}_2$  tienen diferente dirección con respecto a los bornes del primario y del secundario, por ejemplo, están dirigidas desde  $X$  hacia  $A$  en el primario y desde  $a$  hacia  $x$  en el secundario. Conforme a esto las tensiones  $\dot{U}_1$  y  $\dot{U}_2$  deben estar representadas con los vectores  $\overline{OA}$  y  $\overline{Oa}$  dirigidos en diferentes direcciones (fig. 15-10, d).

Obtendríamos el mismo resultado si, conservando la misma dirección del arrollamiento de los devanados representada en la fig. 15-10, a, cambiásemos la marca de los bornes del secundario, cambiando de puesto las marcas de los bornes del secundario (en la fig. 15-10, a, las correspondientes letras están puestas entre paréntesis). En este caso la tensión primaria estaría dirigida en una dirección, por ejemplo, desde el borne  $X$  hacia el borne  $A$  y la tensión secundaria, en dirección contraria, desde el borne  $a$  hacia el borne  $x$ .

Así, adoptando el vector  $\overline{OA}$  de tensión primaria como de referencia podemos decir que el vector  $\overline{Oa}$  de tensión secundaria de un transformador monofásico puede coincidir en fase o bien estar en oposición de fase con el vector  $\overline{OA}$ , en el primer caso el vector  $\overline{Oa}$  estará despla-

zado con respecto al vector  $\overline{OA}$  en un ángulo  $\alpha=0^\circ$ , y en el segundo, en un ángulo  $\alpha=180^\circ$ .

En vez de expresar en grados el ángulo de desplazamiento de las tensiones es más cómodo utilizar el *método del reloj* para designar este ángulo. Para esto se toma el vector  $\overline{OA}$  de la tensión primaria de línea como la aguja mayor del reloj y se coloca en la cifra 12 de la esfera, asimismo se adopta el vector  $\overline{Oa}$  de la tensión secundaria de línea como aguja menor del reloj y se establece en la esfera correspondientemente a la posición del vector  $\overline{Oa}$  con respecto al vector  $\overline{OA}$ . Si los vectores  $\overline{OA}$  y  $\overline{Oa}$  coinciden en fase, como se muestra en la fig. 15-10, b, entonces la aguja menor, así como la mayor, se colocan en una misma cifra 12 (fig. 15-11). El ángulo de desplazamiento entre las agujas del reloj es igual a cero, o bien, lo que es lo mismo,  $360^\circ = 30^\circ \times 12$ . Aquí el ángulo de  $30^\circ$  es el ángulo entre dos cifras contiguas de la esfera del reloj y se adopta como unidad de desplazamiento del reloj. La cifra 12 determina el grupo al cual pertenece en este caso el transformador.

Si los vectores  $\overline{OA}$  y  $\overline{Oa}$  se encuentran en oposición de fase, como se muestra en la fig. 15-10, d, entonces la aguja pequeña del reloj debe colocarse en la cifra 6 de la esfera en correspondencia con el ángulo de desplazamiento de  $30^\circ \times 6 = 180^\circ$ . En este caso el grupo de transformador se determinará por la cifra 6.

Analicemos ahora el problema sobre los grupos de transformadores trifásicos. Supongamos que los dos devanados del transformador están conectados en estrella, están arrollados en un mismo sentido y tienen las mismas marcaciones de los bornes. Al devanado de alta tensión lo consideraremos como primario y al de baja tensión, como secundario. Supongamos que los sistemas de línea y de fase de las tensiones primaria y secundaria estén equilibrados. Como el secundario parece que repite al primario, la estrella  $ax, by$  y  $cz$  de las tensiones secundarias de fase y el triángulo  $abc$  de las tensiones secundarias de línea coinciden en fase con la estrella  $AX, BY$  y  $CZ$  y el triángulo  $ABC$  de las tensiones primarias de fase y de líneas respectivamente (fig. 15-12). Así pues, el ángulo de desplazamiento de la tensión secundaria de línea con respecto a la primaria es igual a cero y, por consiguiente,

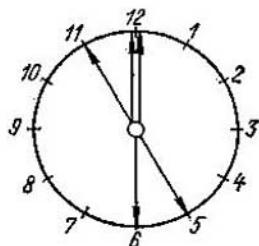


Fig. 15-11. Notación de reloj de los grupos de conexión

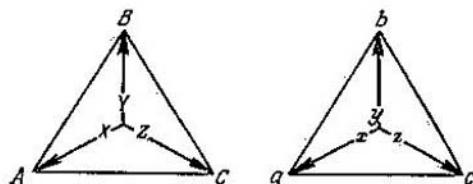


Fig. 15-12. Conexión Y/Y-12

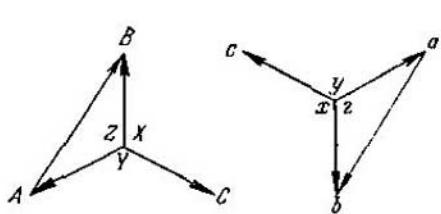


Fig. 15-13. Conexión Y/Y-6

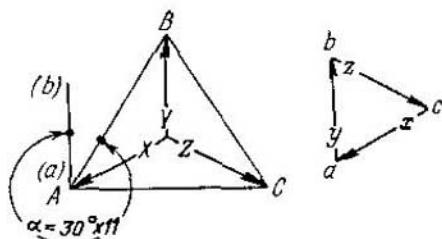


Fig. 15-14. Conexión Y/Δ-11

el transformador pertenece al grupo Y/Y-12 ( $\alpha=0^\circ$  o bien  $\alpha=30^\circ \times 12$ ).

Si arrollamos el devanado de baja tensión en dirección contraria con respecto al devanado de alta tensión, o cambiamos de sitio sus orígenes y finales (pero no a un mismo tiempo estas dos cosas), entonces al conectar los dos devanados en estrella, el triángulo de tensiones  $abc$  girará con respecto al triángulo  $ABC$   $180^\circ$ , es decir,  $30^\circ \times 6$  (fig. 15-13). En este caso hay que poner la segunda aguja del reloj en la cifra 6 de la esfera (véase la fig. 15-11). Por lo tanto, esta conexión de los devanados pertenece el grupo 6 y se escribe en la forma Y/Y-6 ó Y/Y<sub>6</sub>-6.

Examinemos ahora la conexión estrella—triángulo de la fig. 15-9, b. Aquí el devanado de baja tensión está conectado según el esquema  $a - x - c - z - b - y - a$ . Los lados  $AB$ ,  $BC$  y  $CA$  del triángulo de tensiones  $ABC$  determinan las tensiones de línea del devanado de alta tensión y los rayos de la estrella de este mismo triángulo, las tensiones de fase de este devanado. Si los devanados de alta y de baja tensión están arrollados en un mismo sentido y tienen las mismas marcas de los bornes, entonces los vectores de las tensiones de fase de ambos devanados coincidirán. Por eso para trazar el triángulo  $abc$ , es necesario trazar desde el punto  $a$  (fig. 15-14), que se encuentra en el ángulo inferior izquierdo, el vector  $ax$  paralelamente al vector  $\overline{AX}$ , luego desde el punto  $c$ , que es preciso hacer coincidir con el punto  $x$ , se debe trazar el vector  $\overline{cz}$  paralelamente al vector  $\overline{CZ}$  y, por fin, desde el punto  $b$ , que es necesario hacer coincidir con el punto  $z$ , trazar el vector  $\overline{by}$  paralelamente al vector  $\overline{BY}$ , cerrando así el triángulo  $abc$ . Comparando la posición de los triángulos  $ABC$  y  $abc$ , por ejemplo, los lados  $AB$  y  $ab$ , se ve que el segundo triángulo está girado con respecto al primero en  $330^\circ = 30^\circ \times 11$  en el sentido de las agujas del reloj.

Por consiguiente, esta conexión de los devanados pertenece al grupo 11 y se escribe en la forma Y/Δ-11.

Si el devanado de baja tensión estuviera arrollado en dirección contraria con respecto al devanado de alta tensión, o si cambiásemos de puesto sus orígenes y sus finales, entonces el triángulo  $abc$  giraría

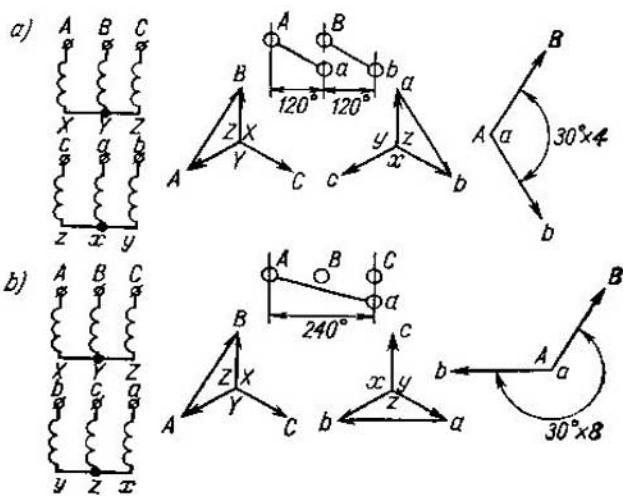


Fig. 15-15. Grupos de conexión Y/Y — 4 e Y/Y — 8

con respecto al triángulo  $ABC$   $150^\circ = 30^\circ \times 5$ . Esta conexión de los devanados corresponde al grupo 5 y se escribe en la forma  $Y/\Delta - 5$ . Es fácil demostrar que si hubiéramos conectado el devanado de baja tensión según el esquema  $a - x - b - y - c - z - a$ , teniendo el arrollamiento la misma dirección y la misma marcación de los bornes, obtendríamos el grupo  $Y/\Delta - 1$ .

Los grupos 12, 6, 11 y 5 se consideran como principales. De ellos se pueden obtener varios grupos derivados. Para esto sólo hay que desplazar los bornes del devanado de baja tensión con respecto a los bornes del devanado de alta tensión. En la fig. 15-15, a), los dos devanados están conectados en estrella y arrollados de un mismo modo, pero los bornes  $a, b, c$ , del secundario están desplazados con respecto a los bornes  $A, B, C$ , del primario en un ángulo de  $120^\circ$ ; en este caso el triángulo  $abc$  girará con respecto al triángulo  $ABC$  en el sentido de las agujas del reloj  $30^\circ \times 4 = 120^\circ$ , es decir, hemos obtenido el grupo de conexión  $Y/Y - 4$ .

Si observando estas mismas condiciones desplazáramos los bornes  $a, b, c$  con respecto a los bornes  $A, B, C$  a  $240^\circ$  (fig. 15-15, b) obtendríamos el grupo de conexión  $Y/Y - 8$ .

En el caso en que el devanado de baja tensión está arrollado en sentido contrario con respecto al devanado de alta tensión obtenemos los grupos 10 y 2 conforme a los grupos 4 y 8.

Así pues, al conectar los devanados según el esquema estrella — estrella todos los grupos de conexión son pares. Razonando análogamente es fácil demostrar que al conectar los devanados por el esquema estrella — triángulo todos los grupos serán impares.

### 15-9. Esfera de aplicación de los diversos métodos de conexión de los devanados

La conexión Y/Y<sub>0</sub>—12 se utiliza en los casos en que la carga tiene un carácter compuesto de alumbrado y de potencia. Los motores se conectan a una tensión de línea de 220 ó 380 V y las lámparas se conectan entre un hilo de línea y el conductor neutro, es decir, a una tensión de  $220/\sqrt{3}=127$  V o bien  $380/\sqrt{3}=220$  V. Puesto que para la tensión dada la corriente crece proporcionalmente a la potencia, para evitar complicaciones relacionadas con la construcción de los devanados para grandes corrientes, el Standard de Estado de la URSS demarca las potencias límites de los transformadores con devanados conectados en Y/Y<sub>0</sub>—12 dentro de los límites indicados en la tabla 15-1. Si en este caso la carga es irregular, la corriente en el hilo neutro del transformador no debe exceder del 25% de la corriente nominal del devanado de baja tensión.

En los casos en que la tensión secundaria nominal es mayor de 400 V el Standard de Estado de la URSS prevé la conexión de los devanados en Y/Δ—11. Como se verá más adelante la conexión en triángulo de uno de los devanados influye favorablemente en las condiciones de funcionamiento del transformador.

El último grupo de transformadores indicado en la tabla 15-1 se utiliza generalmente en las líneas de transmisión. La conexión de los devanados de estos transformadores en Y<sub>0</sub>/Δ—11 prevé la posibilidad de poner el sistema a tierra por la parte de alta tensión.

Tabla 15-1

Símbolos de conexión de los devanados	Tensión de los devanados		Potencia del transformador, kVA
	Alta tensión, kV	Baja tensión, V	
Y/Y <sub>0</sub> —12	Hasta 35 (inclusive)	230 400	Hasta 560 (inclusive) Hasta 1800 (inclusive)
Y/Δ—11	Hasta 35 (inclusive)	525 Más de 525	Hasta 1800 (inclusive) Hasta 5600 (inclusive)
	110 y más alta	3150 y más alta	3200 y más alta
Y <sub>0</sub> /Δ—11	6,3 y más alta	3300 y más alta	7500 y más alta

## CAPÍTULO XVI

### FUNCIONAMIENTO EN VACÍO DEL TRANSFORMADOR TRIFÁSICO

#### 16-1. Transformador sin carga con conexión de los devanados en Y/Y<sub>0</sub> — 12

Durante el estudio del régimen en vacío de un transformador monofásico hemos visto que cuando se aplica una tensión sinusoidal las curvas de la f.e.m. primaria y del flujo principal son también sinusoidales y la curva de la corriente además del primer armónico contiene un tercer armónico fuertemente expresado (véase la fig. 14-3).

Analicemos ahora un grupo transformador compuesto por tres transformadores monofásicos iguales con los devanados conectados en Y/Y<sub>0</sub>—12 (fig. 16-1).

La diferencia principal que existe entre el funcionamiento en vacío de un grupo transformador y un transformador monofásico consiste en la ausencia de los terceros armónicos de corriente en el grupo transformador. Esto es una deducción directa de lo dicho anteriormente (véase el § 15-3). Para los tercios armónicos de corriente, análogamente a las fórmulas (15-3a), (15-3b) y (15-3c), tenemos:

$$i_{0A3} = I_{03m} \operatorname{sen} 3\omega t; \quad (16-1a)$$

$$i_{0B3} = I_{03m} \operatorname{sen} 3\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) = I_{03m} \operatorname{sen} 3\omega t; \quad (16-1b)$$

$$i_{0C3} = I_{03m} \operatorname{sen} 3\left(\omega t - \frac{4\pi}{3}\right) = I_{03m} \operatorname{sen} 3\omega t. \quad (16-1c)$$

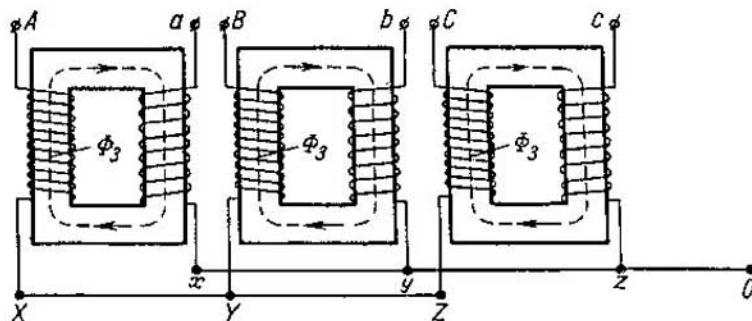


Fig. 16-1. Grupo transformador con conexión de los devanados Y/Y<sub>0</sub> — 12

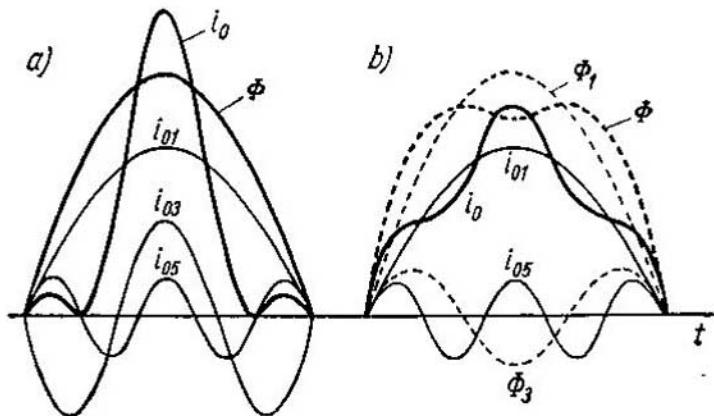


Fig. 16-2. Curvas de corriente  $i_0$  y flujo  $\Phi$ : a — con presencia del tercero armónico en la curva de corriente  $i_0$ ; b — con ausencia del tercero armónico en la curva de corriente  $i_0$

Así pues, los terceros armónicos de corriente, así como los terceros armónicos de f.e.m., coinciden en fase con el tiempo y, por consiguiente, en todo instante cada uno de estos armónicos está dirigido desde el origen del devanado hacia su final, o en sentido contrario. Por consiguiente, cuando los devanados están conectados en estrella las corrientes del tercer armónico desaparecen de la curva de la corriente en vacío, puesto que en cada determinado instante éstas están dirigidas todas hacia el punto neutro o al contrario, desde este punto.

Las corrientes del quinto armónico siguen existiendo en la curva de la corriente en vacío, pero de acuerdo con lo antedicho [véanse las fórmulas (15-3a), (15-3b) y (15-3c)] tienen un orden de secuencia de fases inverso.

La ausencia del tercer armónico en la curva de la corriente en vacío deforma la curva del flujo magnético. En la fig. 16-2 están representadas las curvas del flujo  $\Phi$  y de la corriente  $i_0$  en el caso en que existe el tercer armónico  $i_{03}$  (fig. 16-2, a) y sin él (fig. 16-2, b). En el primer caso la curva del flujo  $\Phi$  es sinusoidal. La desaparición del tercer armónico  $i_{03}$  puede ser representada como la superposición de la curva de este armónico sobre la curva de la corriente  $i_0$  de la fig. 16-2, a pero con dirección contraria, es decir,  $-i_{03}$ . Asimismo hay que sobreponer sobre la curva sinusoidal del flujo  $\Phi$  la curva del flujo  $\Phi_3$  engendrada por la corriente  $i_{03}$  (líneas finas de trazos en la fig. 16-2, b); la curva del flujo resultante  $\Phi$  está representada en la fig. 16-2, b con línea gruesa de trazos.

Puesto que cada fase del transformador tiene un sistema magnético individual (véase la fig. 16-1), el flujo magnético  $\Phi_3$  se cierra por el mismo trayecto que el flujo  $\Phi_1$ , es decir, por el camino que tiene poca reluctancia.

Por eso en un grupo trifásico la magnitud del flujo  $\Phi_3$  constituye en ciertos casos el 15—20% del flujo  $\Phi_1$ . Cuando el tercer armónico del flujo  $\Phi_3$  está bruscamente expresado la curva del flujo resultante  $\Phi$  adquiere forma de silla.

El flujo  $\Phi_3$  induce las f.e.m.  $e_{13}$  y  $e_{23}$  en el primario y secundario del transformador y, debido a que varía con una frecuencia de  $f_3=3f$ , las f.e.m. de triple frecuencia inducidas por éste alcanzan el 45—60% de las f.e.m.  $e_1$  y  $e_2$ . En este caso, como se ve de la comparación de las curvas de las f.e.m.  $e_1$  y  $e_{13}$  (fig. 16-3), las amplitudes de estos armónicos se adicionan. Esto eleva en el mismo 45—60% el valor máximo de la f.e.m. de fase y en un 10—17% su valor eficaz ( $\sqrt{1^2 + (0,45 \div 0,60)^2}$ ). Este aumento de la f.e.m. es indeseable y en ciertos casos hasta peligroso. Por eso, por ejemplo, en los transformadores de gran potencia y de tensión elevada la pura conexión Y/Y—12 no se utiliza.

A pesar de la brusca variación que sufren las curvas de las tensiones de fase, las tensiones de línea permanecen sinusoidales, ya que al conectar en estrella los devanados, desaparecen los terceros armónicos de las f.e.m. en las tensiones de línea (véase el § 15-3).

En un transformador de tres columnas en el que los circuitos magnéticos representan un sistema ligado todo ocurre de otra forma. Efectivamente, los flujos de terceros armónicos en todas las tres fases, así como las corrientes, coinciden en el tiempo. Esto significa que los flujos de terceros armónicos son en todo instante de igual valor y en las columnas del transformador todos tienen la misma dirección, por ejemplo, hacia abajo, así como se muestra en la fig. 16-4. Aquí se ve que el flujo de tercer armónico de cualquier columna, por ejemplo, de la primera, no puede cerrarse a través de la segunda columna ni a través de la tercera, puesto que en cada una de estas chocará contra otro flujo de tercer armónico dirigido en dirección contraria. Esto conduce a que las líneas de tercer armónico del flujo en las tres fases salen del núcleo y se cierran a través de las culatas por medio del

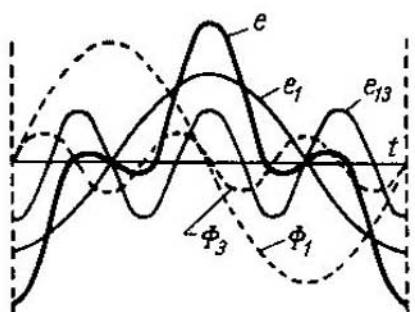


Fig. 16-3. Curvas de flujo y f.e.m. de un transformador de un grupo con conexión de los devanados por el esquema Y/Y — 12

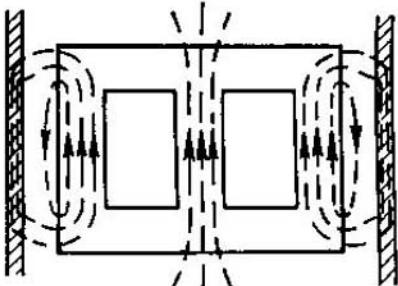


Fig. 16-4. Terceros armónicos del flujo de un transformador de tres columnas

aire. Este camino tiene gran reluctancia y por eso los flujos de tercer armónico son pequeños y, si el acero está normalmente saturado, las curvas de las tensiones de fase, por regla general, son prácticamente sinusoidales.

Los flujos de tercer armónico, cerrándose por el aire, pulsan con una frecuencia de  $3f$ , y, como es natural, tienden a circular por el camino de menor resistencia, o sea, a través de las paredes de la cuba, de los tornillos de apriete, etc. Como resultado de esto aparecen en estas piezas corrientes parásitas que provocan calentamientos locales y que reducen el rendimiento del transformador.

Las investigaciones han demostrado que aun cuando las inducciones en las columnas son del orden de 1,4 T las pérdidas en la cuba constituyen casi el 10% de las pérdidas en el núcleo; con el aumento de la inducción en la columna crecen rápidamente las pérdidas en la cuba y cuando ésta es de 1,6 T las pérdidas en la cuba alcanzan el 50—65% de las del núcleo.

### 16-2. Transformador en vacío con conexión de los devanados en $\Delta/Y$

Como es sabido, el triángulo primario del transformador representa un circuito por el que las tres corrientes de tercer armónico circulan en un mismo sentido (fig. 16-5). Pero cuando la corriente en vacío tiene tercer armónico, la forma de las curvas del flujo magnético

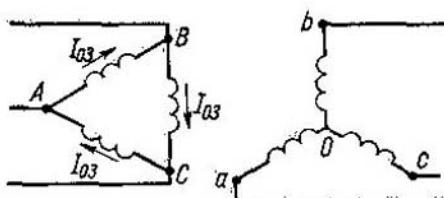


Fig. 16-5. Terceros armónicos de la corriente en vacío con conexión de los devanados según el esquema  $\Delta/Y$

y correspondientemente de las f.e.m. primaria y secundaria, se aproximarán a una sinusode (véase la fig. 16-2), es decir, desaparecerán todos los fenómenos desfavorables mencionados en el párrafo anterior. Esta es una ventaja muy valiosa que tiene la conexión de los devanados en  $\Delta/Y$  en comparación con la conexión en  $Y/Y$ .

### 16-3. Funcionamiento en vacío del transformador trifásico con conexión de los devanados en $Y/\Delta$

El hecho de que aquí, en contradicción con la conexión en  $\Delta/Y$ , se acopla en estrella el primario y en triángulo el secundario (fig. 16-6) no tiene importancia esencial. En realidad, al conectar el primario en estrella desaparece el tercer armónico de la curva de la corriente

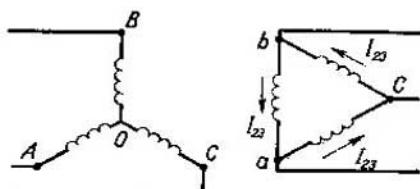


Fig. 16-6. Terceros armónicos de la corriente en vacío con conexión de los devanados en Y/Δ

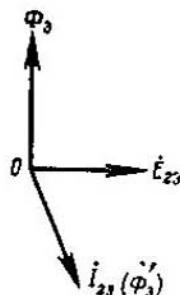


Fig. 16-7. Efecto de la corriente  $i_{23}$  en el caso de conexión de los devanados en Y/Δ

en vacío y la curva del flujo adopta una forma aplanada (véase la fig. 16-2, b). El tercer armónico del flujo  $\Phi_3$  induce en cada fase del secundario un tercer armónico de f.e.m.  $E_{23}$ , que está retrasado en fase  $90^\circ$  con respecto al flujo  $\Phi_3$  (fig. 16-7). Las f.e.m.  $E_{23}$  engendran corrientes  $i_{23}$  que se cierran por el triángulo secundario (fig. 16-6) y que están retrasadas casi  $90^\circ$  de las f.e.m.  $E_{23}$ , ya que el circuito del devanado secundario tiene una inductancia considerable. Aquí se ve que la corriente  $i_{23}$  casi está en oposición de fase con el tercer armónico del flujo, es decir, crea un flujo  $\Phi_3'$  que prácticamente compensa el flujo  $\Phi_3$ ; por eso las curvas del flujo resultante y asimismo de las f.e.m. se aproximan a una sinusoidal.

Así pues, la conexión en Y/Δ, lo mismo que la conexión en Δ/Y, protegen el transformador contra toda clase de efectos perjudiciales producidos por los terceros armónicos del flujo y de la f.e.m. Más adelante extenderemos esta deducción para el caso de un transformador cargado.

#### 16-4. Conexión en $Y_0/Y_0-12$ del transformador trifásico con devanado terciario

La conexión en  $Y_0/Y_0-12$  no se utiliza en los transformadores de gran potencia y de alta tensión debido a los inconvenientes mencionados más arriba. Pero a veces resulta conveniente conectar a tierra el transformador tanto por el lado primario como por el secundario. En este caso ambos devanados se conectan en estrella, pero se monta el así llamado *devanado terciario* que representa un devanado adicional conectado en triángulo y cerrado en sí mismo (fig. 16-8). El flujo de tercer armónico actuará sobre este devanado terciario del mismo modo y con los mismos resultados que en el caso de conexión en Y/Δ-11.

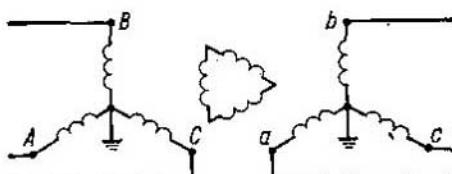


Fig. 16-8. Transformador con devanado terciario

Los transformadores con devanado terciario son relativamente escasos, ya que generalmente sólo se pone a tierra el devanado de alta tensión.

### 16-5. Datos característicos del funcionamiento del transformador en vacío

En la fig. 16-9 están trazadas en escala logarítmica las curvas  $I_0=f(P_n)$  y  $P_0=f(P_n)$ , donde la corriente  $I_0$  está expresada en porcentaje de  $I_n$ , y  $P_0$ , en tantos por ciento de  $P_n$ . Las curvas 1 y 3 se refieren a los transformadores con tensión de 6—35 kV, las curvas 2 y 4, a los transformadores con 10—121 kV de tensión. Los valores exactos de la corriente  $I_0$  y la potencia  $P_0$  se dan en los correspondientes Standards de Estado de la URSS.

### 16-6. Ejemplo numérico

Determinar los parámetros de funcionamiento en vacío de un transformador trifásico en aceite. Datos fundamentales del transformador:

$$P_n=5600 \text{ kVA}, U_1/U_2=35000/6600 \text{ V}, I_1/I_2=92,5/490 \text{ A}, \\ P_0=18,5 \text{ kW}, I_0=4,5\%, f=50 \text{ Hz}, Y/\Delta=11.$$

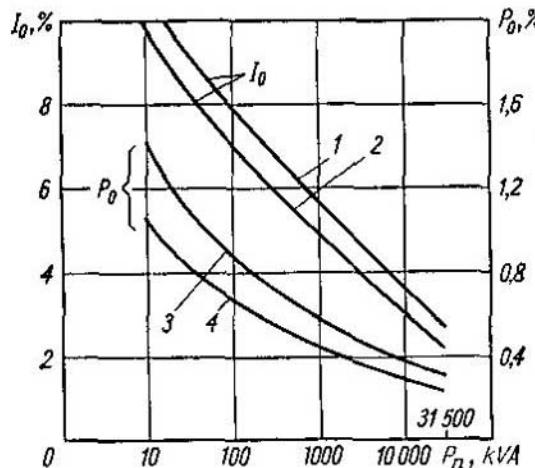


Fig. 16-9. Curvas de  $I_0=f(P_n)$  y  $P_0=f(P_n)$

El cálculo se lleva a cabo para una fase. La tensión de fase por el lado del devanado de alta tensión es:

$$U_{1f} = \frac{U_1}{\sqrt{3}} = \frac{35\,000}{\sqrt{3}} = 20\,200 \text{ V.}$$

La corriente de fase en vacío es:

$$I_{0f} = 0,045 U_1 = 0,045 \cdot 92,5 = 4,16 \text{ A.}$$

La potencia de las pérdidas en vacío en una fase es:

$$P_{0f} = \frac{P_0}{m} = \frac{18\,500}{3} = 6170 \text{ W.}$$

Parámetros del funcionamiento en vacío:

$$Z_0 = \frac{U_{1f}}{I_{0f}} = \frac{20\,000}{4,16} = 4850 \Omega;$$

$$r_0 = \frac{P_{0f}}{I_{0f}^2} = \frac{6170}{4,16^2} = 356 \Omega;$$

$$x_0 = \sqrt{Z_0^2 - r_0^2} = \sqrt{4850^2 - 356^2} = 4700 \Omega.$$

## CAPÍTULO XVII

### RÉGIMEN DE CORTOCIRCUITO DE LOS TRANSFORMADORES. DISPERSIÓN EN LOS TRANSFORMADORES

#### 17-1. Observaciones preliminares

Cortocircuito de un transformador es el régimen límite de su funcionamiento, cuando el secundario está cerrado en sí mismo y, por consiguiente, su tensión secundaria  $U_2$  es igual a cero.

Si a un transformador en cortocircuito se le aplica a los bornes de su primario una tensión nominal o próxima a ésta, las corrientes de cortocircuito en los devanados del transformador alcanzan un valor que supera el valor de las corrientes nominales de los devanados en más de 10—20 veces, debido a que las resistencias de los devanados son relativamente pequeñas. Este cortocircuito del transformador puede ocurrir en las condiciones de servicio y por eso se puede llamar *de servicio* (de avería). Este cortocircuito es un fenómeno muy peligroso para el transformador ya que va acompañado de considerables esfuerzos mecánicos y también por surgir el peligro de poder elevarse excesivamente la temperatura de los devanados. Por tanto, el transformador debe poseer la necesaria resistencia mecánica y térmica y en el esquema del transformador se debe prever una protección capaz de desconectar el transformador cortocircuitado de la red en un instante muy corto (a veces menos de 1 s). Si la protección no responde, el transformador sufre una avería.

Otra forma de cortocircuito es *el régimen de cortocircuito del transformador durante su ensayo*, que se realiza a una tensión relativamente reducida  $U_{c.e.}$  y que tiene por objeto obtener los datos de cortocircuito siguientes: a) la tensión de cortocircuito y b) la potencia utilizada para compensar las pérdidas en cortocircuito ya que en este régimen el transformador no ejecuta trabajo útil.

Esta forma de cortocircuito puede ser llamado *de ensayo*.

Aquí señalamos una vez más que el régimen de cortocircuito lo mismo que el régimen de funcionamiento en vacío tienen suma importancia tanto en sentido teórico como de servicio.

#### 17-2. Tensión de cortocircuito

Supongamos que en condiciones de cortocircuito la tensión aplicada al transformador se reduce hasta un valor de  $U_{c.c.n}$  con el cual las corrientes en los devanados del transformador se hacen iguales a

las nominales. La tensión  $U_{c.c.n}$  expresada en porcentaje de la correspondiente tensión nominal se denomina *tensión nominal de cortocircuito* o simplemente tensión de cortocircuito, aquí para abreviar, en  $U_{c.c.n}$  se omite el índice "n", o sea:

$$u_{c.c} = \frac{U_{c.c}}{U_n} \cdot 100\%.$$

De acuerdo con las normas estatales soviéticas la tensión de cortocircuito se reduce hasta un valor correspondiente a la temperatura nominal de funcionamiento del devanado igual a 75°C. Para los transformadores trifásicos de dos devanados se han establecido los valores citados en la tabla 17-1.

Tabla 17-1

Potencia, kVA	Alta tensión nominal, kV	$u_{c.c.} \%$
5—5 600	6,3 y 10	5,5
50—2 400	35	6,5
3 200—4 200	35	7,0
5 600—10 000	35—38,5	7,5
15 000—31 500	35—38,5	8,0
3 200—60 000	110—121	10,5

De esta tabla se ve que la tensión de cortocircuito es tanto mayor, cuanto mayor es la potencia y la tensión del transformador.

La tensión de cortocircuito tiene mucha importancia y siempre va indicada en la placa de características del transformador.

### 17-3. Condiciones físicas del funcionamiento del transformador en cortocircuito

Aplicaremos a los bornes del primario de un transformador en cortocircuito tal tensión sinusoidal  $U_{1c.c}$  con la cual las corrientes primaria y secundaria  $I_1$  e  $I_2$  no salen de los límites próximos a sus valores nominales. Las corrientes  $I_1$  e  $I_2$  engendran las f.m. primaria y secundaria  $I_1w_1$  e  $I_2w_2$  que entran en interacción, como resultado del cual se produce en el núcleo del transformador el flujo magnético principal  $\Phi_{c.c}$  que está embragado con los devanados del transformador. Además las f. m.  $I_1w_1$  e  $I_2w_2$  forman los flujos de dispersión primario y secundario; consideraremos que cada uno de estos flujos es creado por un devanado determinado y que está embragado sólo con las espiras de este devanado (fig. 17-1). El flujo  $\Phi_{c.c}$  engendra en el primario y secundario del transformador las f. e. m.  $E_{1c.c}$  y  $E'_{2c.c}$ , y los flujos de dispersión producen las f. e. m.  $E_{\sigma 1} = -jI_1x_1$  y  $E'_{\sigma 2} = -jI_2x'_2$  (véanse los §§ 13-2 y 13-4). Entonces, según las fórmulas (13-22) y (13-23a) las ecuaciones de las tensiones de los devanados primario y se-

cundario reducido se escribirán en la forma:

$$\dot{U}_{1c.c} = -(\dot{E}_{1c.c} - j\dot{I}_1x_1 - \dot{I}_1r_1) = -\dot{E}_{1c.c} + \dot{I}_1Z_1; \quad (17-1)$$

$$\dot{E}'_{2c.c} - \dot{I}'_2(r'_2 + jx'_2) = \dot{E}_{2c.c} - \dot{I}'_2Z'_2 = 0. \quad (17-2)$$

Puesto que  $U_{1c.c}$  sólo constituye el 5—10% de la tensión nominal del devanado correspondiente (tabla 17-1), el flujo principal en el núcleo del transformador  $\Phi_{c.c}$  y la f.m.  $F_0 = I_0\omega_1$  necesaria para engendrarlo son tan insignificantes que pueden ser despreciadas. Entonces, de acuerdo con las fórmulas (13-15a) y (13-15b), la ecuación de la f.m. en condiciones de cortocircuito de transformador reducido se escribe en la forma:

$$\dot{I}_1 + \dot{I}'_2 = 0 \text{ o bien } \dot{I}_1 = -\dot{I}'_2. \quad (17-3)$$

Aplicando las ecuaciones (17-2) y (17-3) se puede representar la (17-1) en la forma siguiente:

$$\begin{aligned} \dot{U}_{1c.c} &= \dot{I}_1Z_1 + \dot{I}'_2Z'_2 = \dot{I}_1[(r_1 + jx_1) + (r'_2 + jx'_2)] = \\ &= \dot{I}_1[(r_1 + r'_2) + j(x_1 + x'_2)] = \dot{I}_1(r_{c.c} + jx_{c.c}) = \dot{I}_1Z_{c.c}. \end{aligned} \quad (17-4)$$

Las resistencias  $r_{c.c} = r_1 + r'_2$ ,  $x_{c.c} = x_1 + x'_2$  y  $Z_{c.c} = \sqrt{r_{c.c}^2 + x_{c.c}^2}$  se denominan *parámetros de cortocircuito del transformador*.

#### 17-4. Diagrama de cortocircuito del transformador reducido

Sea  $\Phi_{c.c.m}$  el vector del flujo principal en condiciones de cortocircuito (fig. 17-2,a). Las f.e.m.  $E_{1c.c}$  y  $E'_{2c.c} = E_{1c.c} = \overline{OF}$  engendradas por este flujo están retrasadas  $90^\circ$  del flujo  $\Phi_{c.c.m}$ . Bajo un ángulo de  $\psi_{2c.c} = \arctg(x'_2/r'_2)$  con respecto al vector  $\dot{E}_{2c.c}$  se traza el vector de la corriente  $\dot{I}'_2$ . El vector de la f.e.m. de dispersión  $\dot{E}'_{22} = -j\dot{I}'_2x'_2$  está retrasado  $90^\circ$  del vector de la corriente  $\dot{I}'_2$ ; el vector  $-j\dot{I}'_2r'_2$  está en oposición de fase con el vector de la corriente  $\dot{I}'_2$ . Sumando geométricamente las f.e.m. secundarias  $\dot{E}'_{2c.c} - j\dot{I}'_2x'_2$  y  $-j\dot{I}'_2r'_2$  según la ecuación (17-2) obtenemos el triángulo rectángulo  $OFD$  cerrado en sí mismo. Pero también se puede aplicar la ecuación (13-23b), en este caso no trazaremos las f.e.m.  $-j\dot{I}'_2x'_2$  y  $-j\dot{I}'_2r'_2$ , sino los vectores de las caídas activa e inductiva de la tensión en el devanado secundario  $j\dot{I}'_2x'_2$  y  $j\dot{I}'_2r'_2$ , que por su valor son equivalentes a las primeras pero que están dirigidos en sentido contrario (fig. 17-2, b).

Según la ecuación (17-3), el vector de la corriente  $\dot{I}_1$  equivale por su magnitud al vector de la corriente  $\dot{I}'_2$  y está en oposición de fase con éste.

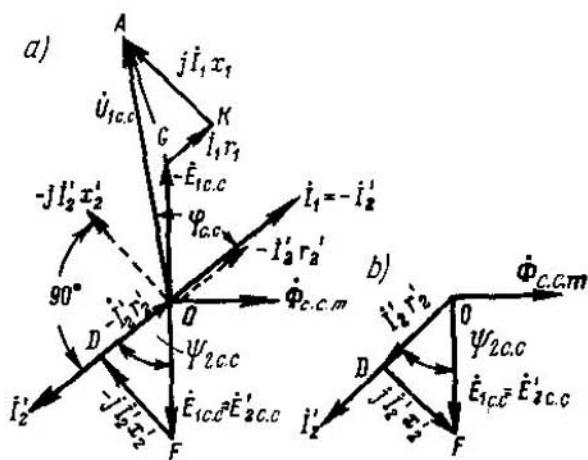


Fig. 17-2. Diagrama vectorial de transformador en cortocircuito

El vector de la tensión primaria  $\dot{U}_{1c.c} = \overline{OA}$  se puede trazar con mayor facilidad por la ecuación (17-1) mediante las componentes de tensión —  $\dot{E}_{1c.c} = \overline{OG}$ ,  $I_1r_1 = \overline{GK}$  y  $jI_1x_1 = \overline{KA}$ . La fase de la corriente  $I_1$  con respecto a la tensión  $U_{1c.c}$  está determinada por el ángulo  $\varphi_{1c.c}$ .

### 17-5. Circuito equivalente del transformador en cortocircuito

Resolviendo la ecuación (17-4) con respecto a la corriente  $I_1$  obtenemos:

$$I_1 = \frac{\dot{U}_{1c.c.}}{Z_1 + Z'_2}. \quad (17-5)$$

Por consiguiente, el circuito equivalente del transformador en cortocircuito es un circuito al cual se ha aplicado una tensión  $U_{1c.c}$  y que está compuesto de las resistencias conectadas en serie  $r_{c.c.} = r_1 + r'_2$  y  $x_{c.c.} = x_1 + x'_2$  (fig. 17-3). Este circuito se puede obtener directamente del circuito de la fig. 13-3, si excluimos de éste el circuito magnetizante ( $I_0 \approx 0$ ) y adaptamos que  $Z'_{red} = 0$ .

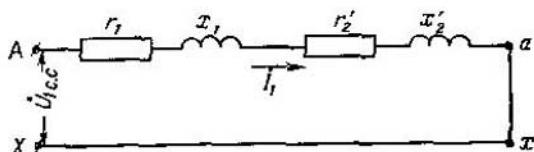


Fig. 17-3. Circuito equivalente del transformador en cortocircuito

## 17-6. Triángulo de un transformador en cortocircuito

El circuito equivalente de la fig. 17-3 nos permite convertir el diagrama de la fig. 17-2 en el triángulo de cortocircuito que se distingue por su simplicidad y evidencia.

Para ello trazamos el vector de corriente  $\vec{I}_1$  en dirección positiva del eje de ordenadas (fig. 17-4) y de modo usual trazamos los vectores de caída de tensión  $\vec{I}_1 Z_1$  e  $\vec{I}_1 Z_2$ . El orden de adición de los vectores de caída de tensión no tiene importancia. Por eso podemos trazar a partir del punto  $O$  estos vectores por el orden representado en la fig. 17-4 con líneas llenas. El triángulo  $OB$  se denomina *triángulo de cortocircuito*. Sus catetos  $OB$  y  $BA$  son las componentes activa e inductiva de la tensión  $u_{c.c.}$  y se denominan *caídas activa e inductiva de la tensión del transformador*.

Del diagrama de la fig. 17-4 se ve que

$$OB = \vec{I}_1 r_1 + \vec{I}_1 r'_2 = \vec{I}_1 r_{c.c.}; \quad (17-6a)$$

$$BA = \vec{I}_1 x_1 + \vec{I}_1 x'_2 = \vec{I}_1 x_{c.c.}; \quad (17-6b)$$

$$OA = \sqrt{OB^2 + BA^2} = I_1 \sqrt{r_{c.c.}^2 + x_{c.c.}^2} = I_1 Z_{c.c.} \quad (17-6c)$$

y

$$\operatorname{tg} \varphi_{c.c.} = \frac{BA}{OB} = \frac{x_{c.c.}}{r_{c.c.}}. \quad (17-7)$$

Para fines prácticos se traza el triángulo de cortocircuito para la corriente  $I_1 = I_n$  y todos sus lados se expresan en tantos por ciento de la tensión nominal  $U_n$ . En este caso no se les da el carácter de vectores y no se ponen sobre ellos las flechas (fig. 17-5).

Así pues,

$$OB = u_{c.c.a} = \frac{I_n r_{c.c.}}{U_n} \cdot 100; \quad (17-8a)$$

$$BA = u_{c.c.r} = \frac{I_n x_{c.c.}}{U_n} \cdot 100; \quad (17-8b)$$

$$OA = u_{c.c.} = \frac{I_n Z_{c.c.}}{U_n} \cdot 100 = \frac{U_{c.c.n}}{U_n} \times 100. \quad (17-8c)$$

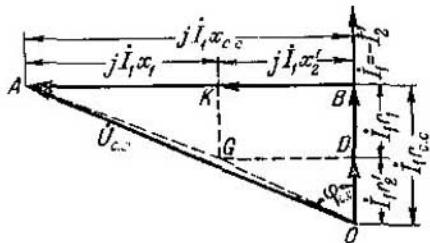


Fig. 17-4. Triángulo de cortocircuito del transformador

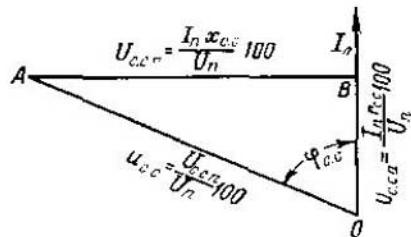


Fig. 17-5. Triángulo fundamental de cortocircuito del transformador

Las magnitudes  $u_{c.c.a}$  y  $u_{c.c.r}$  se llaman *componentes activa y reactiva de la tensión de cortocircuito*, y al triángulo *OBA* de la fig. 17-5 lo llamaremos *triángulo principal de cortocircuito*.

### 17-7. Pérdidas de cortocircuito

Puesto que en condiciones de cortocircuito el flujo principal es muy pequeño, las pérdidas en el acero del núcleo pueden ser despreciadas y se puede considerar que la potencia de cortocircuito  $P_{c.c.}$  sólo se gasta para compensar las pérdidas que tienen lugar en el cobre de los devanados  $p_{cob1}$  y  $p_{cob2}$ , es decir:

$$P_{c.c.} = p_{cob1} + p_{cob2}. \quad (17-9)$$

Las pérdidas en el cobre están compuestas por: a) las pérdidas principales  $p_{cob.0}$  determinadas por la resistencia a la corriente continua en los devanados  $r_{10}$  y  $r_{20}$ , y b) las pérdidas adicionales en el cobre, determinadas por las corrientes parásitas que surgen en el devanado por la imperfección del cruzado de los hilos, las pérdidas debidas a los flujos de dispersión en las paredes de la cuba, etc.

Las pérdidas principales en el cobre de los devanados constituyen la parte fundamental de todas las pérdidas en el cobre y son iguales a:

$$p_{cob.0} = I_1^2 r_{10} + I_2^2 r_{20}. \quad (17-10)$$

Las pérdidas adicionales en el cobre representan un problema especial relativamente complicado. Estas pérdidas se incluyen generalmente en las pérdidas principales aumentando las resistencias  $r_{10}$  y  $r_{20}$  hasta los valores de  $r_1 = r_{10} k_{r1}$  y  $r_2 = r_{20} k_{r2}$ , donde  $k_{r1}$  y  $k_{r2}$  son los coeficientes de pérdidas adicionales.

Así pues,

$$P_{c.c.} = p_{cob1} + p_{cob2} = I_1^2 r_1 + I_2^2 r_2 = I_1^2 r_1 + I_1^2 r_2 = I_1^2 r_{c.c.} \quad (17-11)$$

Las pérdidas adicionales dependen del tipo de devanados: concéntricos o alternados, de la sección transversal del conductor: circular o rectangular, de la estructura de los devanados, etc. En los casos normales los valores de los factores  $k_{r1}$  y  $k_{r2}$  están comprendidos entre 1,05 y 1,15, pero en algunos casos particulares pueden ser considerablemente mayores.

Tabla 17-2.

$P_u$ , kVA	$\frac{P_{c.c. \text{ n.}}}{P_u} \cdot 100. \%$
5—20	3,7—3
30—240	3—2
320—5600	2—1
7500—60 000	1—0,4

La potencia de cortocircuito, así como la potencia en vacío, es de gran importancia en las condiciones de servicio. Sobre el valor de esta potencia se puede juzgar por la relación  $P_{c.c.n}/P_n \cdot 100$ , donde  $P_{c.c.n}$  es la potencia de cortocircuito cuando  $I_1 = I_n$  y la temperatura de los devanados es de 75°C. Según los datos de las normas estatales de la URSS en la tabla 17-2 se dan los valores correspondientes para transformadores de dos devanados trifásicos y monofásicos.

Comparando los valores de las potencias en vacío y en cortocircuito, para los transformadores normalizados tenemos:  $P_0 : P_{c.c.} = 1 : (2,5 \div 4)$ . La magnitud  $P_0/P_{c.c.}$  ejerce gran influencia sobre la forma de la curva del rendimiento (véase el § 18-9).

### 17-8. Determinación de los parámetros de cortocircuito del transformador

Para determinar los parámetros de cortocircuito se realiza el ensayo del transformador en el régimen de cortocircuito. En la fig. 17-6 se representa el esquema de un transformador monofásico en cortocircuito. Sean  $U_{c.c.}$ ,  $I_1$  y  $P_{c.c.}$  la tensión, corriente y potencia de cortocircuito, entonces

$$Z_{c.c.} = U_{c.c.}/I_1, \quad (17-12a)$$

$$r_{c.c.} = P_{c.c.}/I_1^2 \quad (17-12b)$$

y

$$x_{c.c.} = \sqrt{Z_{c.c.}^2 - r_{c.c.}^2}, \quad (17-13)$$

Conociendo los parámetros de cortocircuito se puede determinar la tensión  $u_{c.c.}$  y sus componentes  $u_{c.c.a}$  y  $u_{c.c.r}$ , a saber:

$$u_{c.c.} = \frac{I_n Z_{c.c.}}{U_n} \cdot 100; \quad (17-14a)$$

$$u_{c.c.a} = \frac{I_n r_{c.c.}}{U_n} \cdot 100 = \frac{I_n^2 r_{c.c.}}{U_n I_n} \cdot 100 = \frac{P_{c.c.n} [W]}{10 P_n [\text{kVA}]} \cdot 100. \quad (17-14b)$$

$$u_{c.c.r} = \frac{I_n x_{c.c.}}{U_n} \cdot 100 = \sqrt{u_{c.c.}^2 - u_{c.c.a.}^2}. \quad (17-14c)$$

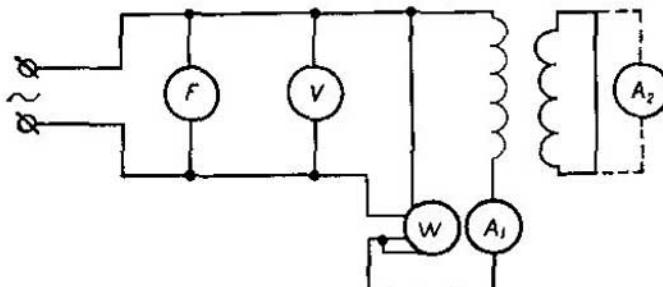


Fig. 17-6. Esquema de ensayo de un transformador en cortocircuito

Las componentes  $u_{c.c.a}$  y  $u_{c.c.r}$  dependen principalmente de la potencia del transformador. A medida que ésta va aumentando,  $u_{c.c.a}$  va continuamente disminuyendo, mientras que  $u_{c.c.r}$  tiende a aumentar. Esto conduce a un crecimiento relativamente rápido de la relación  $u_{c.c.r}/u_{c.c.a} = \tan \varphi_{c.c.}$  con el aumento de la potencia: desde 1-2 en los transformadores de hasta 50 kVA de potencia hasta 10 en los transformadores de gran potencia y alta tensión.

### 17-9. Cortocircuito en los transformadores trifásicos

Aquí se tiene en cuenta sólo el caso de cortocircuito trifásico o del así llamado *cortocircuito simétrico* cuando están cortocircuitadas las tres fases del transformador.

Algunos casos especiales de los cortocircuitos monofásico y bifásico se analizan más abajo en el capítulo 19.

En contradicción con el funcionamiento en vacío el cortocircuito simétrico de los transformadores trifásicos en comparación con el circuito de un transformador monofásico no tiene particularidades específicas especiales. Esto se explica porque en el régimen de cortocircuito, en contraposición al de funcionamiento en vacío, el acero no está saturado, por lo cual las corrientes y las potencias se distribuyen entre las fases simétricamente y las formas de las curvas de f. e. m. no sufren alteraciones.

Por consiguiente, se puede extender al caso de cortocircuito trifásico todo lo antedicho con respecto al cortocircuito de un transformador monofásico. Pero es preciso recordar que todos los cálculos deben realizarse para una fase.

### 17-10. Dispersión en los transformadores con devanados concéntricos y alternados

Si las f. m. de dos devanados de un transformador se encuentran entre sí en rígido equilibrio, es decir,  $I_1w_1 = -I_2w_2$ , entonces la corriente total será  $I_1w_1 + (-I_2w_2) = 0$ . En este caso no habrá flujo de f. m. resultante embragado con los dos devanados, sino sólo habrá los así llamados flujos de dispersión embragados cada uno de ellos con su devanado. Estas condiciones son semejantes a las del funcionamiento de un transformador en régimen de cortocircuito (véase la fig. 17-1). En el caso general  $I_1w_1 = -I_2w_2 + I_0w_1$  [véase la fórmula (13-15b)] o bien  $I_1w_1 - I_0w_1 = (I_1 - I_0)w_1 = I_{01}w_1 = -I_2w_2$ , es decir, en este caso los flujos de dispersión son engendrados por las corrientes  $I_{01}$  e  $I_2$ .

Esta determinación de la dispersión puede difundirse fácilmente a los transformadores de devanados múltiples.

El fenómeno de dispersión determina una serie de particularidades principales del transformador tanto en régimen estacionario, influyendo en la variación de la tensión secundaria, en las condiciones de tra-

bajo en paralelo, en las pérdidas adicionales en el transformador, etc., como en régimen de cortocircuito instantáneo, determinando la intensidad de las corrientes de cortocircuito y los efectos de carácter mecánico y térmico relacionados con éstas. Por eso la determinación exacta de la inductancia y la f. e. m. de dispersión o correspondientemente los valores de la tensión de cortocircuito  $u_{c.c}$  es uno de los principales problemas de la teoría del transformador.

Para poder calcular la inductancia y la f. e. m. de dispersión del transformador es necesario conocer la distribución espacial de los flujos de dispersión en éste. Esto es muy difícil aun para devanados relativamente simples y depende de la disposición mutua de los devanados y de sus dimensiones relativas. Por eso se utiliza el método de reducción que consiste, como ya habíamos dicho en el § 2-4, en que la complicada representación real del campo de dispersión es sustituida por la de cálculo que se distingue por su mayor simplicidad, pero que da los mismos resultados cuantitativos que la real.

**A. Cálculo de la inductancia de dispersión de los devanados concéntricos.** Analicemos al principio el caso más simple en que el primario y secundario son cilindros de igual altura y con la misma distribución de la f.m. por la altura del devanado siendo  $i_1w_1 = i_2w_2$ . En la fig. 17-7, a está representado el cuadro real del campo de dispersión para dos devanados concéntricos con gran relación entre las dimensiones en dirección axial y radial (entre la altura del devanado y su anchura). Según el método de Rogovski esta representación se sustituye por la dada en la fig. 17-7, b.

Aquí ante todo hay que prestar atención en la disposición de los centros  $O_1$  y  $O_2$  de los flujos de dispersión primario y secundario. Si cada devanado existiera independientemente uno del otro y estuviera rodeado de un medio homogéneo, el centro del flujo de tal devanado se encontraría en la intersección de las diagonales del rectángulo que lo representa. Pero en nuestro caso, debido a la presión lateral de los tubos, los centros de los flujos de dispersión se desplazan en dirección contraria hacia los extremos de los devanados, permaneciendo situados en su altura media. En este caso, se admite, que todos los tubos del flujo de dispersión están dirigidos paralelamente a las generatrices de los cilindros y tienen una longitud calculada  $l'_\sigma$ . Esta longitud se introduce en el cálculo de la resistencia magnética del tubo, mientras que la resistencia de la parte restante del tubo se adopta igual a cero. Según las investigaciones teóricas se puede considerar que aproximadamente

$$l'_\sigma = \frac{h_{dev}}{1 - \frac{b_1 + b_2 + \delta_{12}}{\pi h_{dev}}} = \frac{h_{dev}}{k_\sigma} . \quad (17-15)$$

Aquí  $h_{dev}$  es la altura del devanado;  $b_1$  y  $b_2$  son las anchuras del primario y secundario;  $\delta_{12}$  es la anchura del espacio entre los devanados y  $k_\sigma$  es el coeficiente de reducción de la altura del devanado a la longitud calculada de las líneas del campo de dispersión.

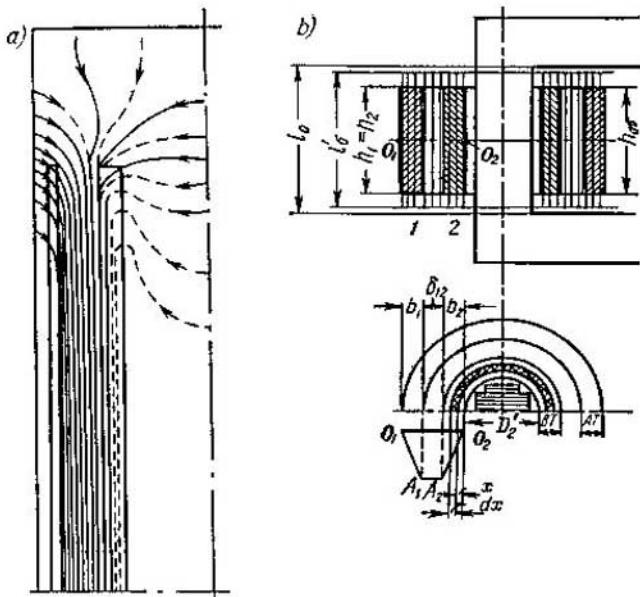


Fig. 17-7. Campo de dispersión del transformador con devanado concéntrico:  
a — campo real; b — campo reducido

Puesto que la anchura de los devanados y el espacio entre ellos son en comparación con  $h_{dev}$  generalmente pequeños, para los devanados concéntricos ordinarios el coeficiente  $k_\sigma = 0,90 \div 0,97$ .

Para el flujo de dispersión representado en la fig. 17-7, b se puede trazar la curva de f. m. En los centros  $O_1$  y  $O_2$  las f. m. son iguales a cero; luego las f. m. crecen proporcionalmente a las distancias entre los tubos de los flujos de dispersión primario y secundario y los centros  $O_1$  ó  $O_2$ , respectivamente. En el espacio  $\delta_{12}$  entre los devanados la f. m. no varía y convencionalmente consideramos que una mitad del espacio está llena de líneas de dispersión primaria y la otra, de líneas de dispersión secundaria.

Calculemos la inductancia de dispersión de un devanado cualquiera, por ejemplo, del devanado 2, suponiendo que por el número de sus espiras éste está reducido al devanado 1. El cálculo se compone del cálculo de la inductancia  $L_b$  por la anchura  $b_2$  del devanado, donde la f. m. varía continuamente, y el cálculo de la inductancia  $L'_b$  por la anchura  $\delta_{12}/2$ , donde la f. m. es constante. La inductancia buscada es  $L_{\delta_2} = L'_b + L_b$ . La marcha del cálculo tiene un carácter típico y se lleva a cabo en el orden siguiente: a) se elige un tubo elemental y se determina su f. m. y el flujo cuando fluye por el devanado una corriente de 1 A, b) se determina el número de flujos embragados de este tubo

elemental y c) se calcula el número de flujos embragados de todos los tubos elementales que se encuentran dentro de los límites dados.

Para calcular la inductancia  $L'_{\text{dev}}$  se elige un tubo elemental situado a la distancia  $x$  de la generatriz interior del secundario. Siendo  $I_2 = 1 \text{ A}$  la f. m. de este tubo será:

$$F_x = I \cdot w_1 \frac{x}{b_2} = w_1 \frac{x}{b_2} .$$

La reductancia de este mismo tubo será:

$$R_{\mu x} = \frac{1}{\mu_0} \frac{l_\sigma}{\pi (D'_2 + 2x) dx} .$$

donde  $\mu_0$  es la permeabilidad magnética del aire (aceite) y  $D'_2$  es el diámetro interior del devanado secundario.

Por consiguiente, el flujo  $d\Phi_x$  del tubo elemental elegido y el número de sus flujos embragados  $d\Psi_x$  serán iguales a:

$$d\Phi_x = \frac{F_x}{R_{\mu x}} = \mu_0 w_1 \frac{x}{b_2} \frac{\pi (D'_2 + 2x) dx}{l_\sigma} \\ d\Psi_x = d\Phi_x \left( w_1 \frac{x}{b_2} \right) = \mu_0 \left( w_1 \frac{x}{b_2} \right)^2 \frac{\pi (D'_2 + 2x) dx}{l_\sigma} .$$

El número de flujos embragados por la anchura  $b_2$  del devanado, siendo la corriente de 1 A, es decir, la inductancia del devanado será:

$$L'_b = \int_0^{b_2} d\Psi_x = \mu_0 \frac{w_1^2}{l_\sigma} \left[ \pi \frac{b_2}{3} \left( D'_2 + \frac{3}{2} b_2 \right) \right] .$$

El segundo sumando, que corresponde a la anchura del espacio  $\delta_{12}/2$ , se determina análogamente al primero con la sola diferencia de que el tubo situado en el espacio es engendrado por toda la f. m. del secundario y está embragado con todas las espiras del último. Por lo tanto, el número de flujos embragados por la anchura  $\delta_{12}/2$  será:

$$L'_{\delta} = \int_0^{\frac{\delta_{12}}{2}} d\Phi_x w_1 = \int_0^{\frac{\delta_{12}}{2}} \mu_0 w_1^2 \frac{\pi (D'_2 + 2b_2 + 2y)}{l_\sigma} dy = \mu_0 \frac{w_1^2}{l_\sigma} \pi \frac{\delta_{12}}{2} \left( D'_2 + 2b_2 + \frac{\delta_{12}}{2} \right) .$$

Aproximadamente se puede considerar que las sumas  $D'_2 + \frac{3}{2} b_2$  y  $D'_2 + 2b_2 + \frac{\delta_{12}}{2}$  representan cada una el diámetro medio  $D_{2\text{med}}$  del secundario. Entonces, la inductancia del secundario será:

$$L'_{\delta} = \mu_0 \frac{w_1^2}{l_\sigma} \pi D_{2\text{med}} \left( \frac{b_2}{3} + \frac{\delta_{12}}{2} \right) = \mu_0 w_1^2 \frac{C_{2\text{med}}}{l_\sigma} \left( \frac{b_2}{3} + \frac{\delta_{12}}{2} \right) ,$$

donde  $C_{2\text{med}} = \pi D_{2\text{med}}$  es la longitud media de una espira del secundario.

Ejecutando los mismos cálculos para el primario, obtendremos:

$$L_{\sigma 1} = \mu_0 w_1^2 \frac{C_{1\text{med}}}{l'_\sigma} \left( \frac{b_1}{3} + \frac{\delta_{12}}{2} \right),$$

donde  $C_{1\text{med}} = \pi D_{1\text{med}}$  es la longitud media de una espira del primario.

Por consiguiente, la inductancia de dispersión de los dos devanados será:

$$L_\sigma = L_{\sigma 1} + L_{\sigma 2} = \mu_0 w_1^2 \frac{C_{\text{med}}}{l'_\sigma} \left( \delta_{12} + \frac{b_1 - b_2}{3} \right) = \mu_0 w_1^2 \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta'. \quad (17-16)$$

Aquí  $C_{\text{med}} = \frac{C_{1\text{med}} + C_{2\text{med}}}{2}$  es la longitud media de una espira de ambos devanados, y  $\delta' = \delta_{12} + \frac{b_1 + b_2}{3}$  es la así llamada anchura reducida del espacio entre los devanados.

Ya que  $x_{c.c.} = x_1 + x_2 = 2\pi f(L_{\delta 1} + L_{\delta 2}) = 2\pi f L_\delta$ , la inductancia inductiva del transformador será:

$$x_{c.c.} = 2\pi \mu_0 f w_1^2 \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta'. \quad (17-17)$$

Asimismo, la componente inductiva de tensión de cortocircuito [véase la fórmula (17-8b)] será:

$$\begin{aligned} u_{c.c.r} &= \frac{I_n x_{c.c.}}{U_n} \cdot 100 = \mu_0 \cdot 2\pi f I_n \frac{w_1^2}{l'_n} \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta' \cdot 10^2 = \mu_0 \cdot 2\pi f (U_n I_n) \frac{I}{U_n^2 / w_1^2} \times \\ &\quad \times \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta' \cdot 10^2 = \mu_0 \cdot 2\pi f \frac{P_n k_{\text{col}}}{E_{\text{esp}}^2} \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta' \cdot 10^2. \end{aligned} \quad (17-18)$$

Aquí  $P_n$  es la potencia nominal del transformador expresada en VA;  $E_{\text{esp}}$  es la f. e. m. por espira;  $k_{\text{col}}$  es el coeficiente que indica la parte de la potencia nominal que toca a una columna: en los transformadores monofásicos, en los que el devanado está dispuesto generalmente en dos columnas (véase la fig. 12-4, a),  $k_{\text{col}} = 1/2$ ; en los transformadores trifásicos, donde el devanado de fase está dispuesto generalmente en una columna cualquiera,  $k_{\text{col}} = 1/3$ .

La potencia  $P_n$  se expresa generalmente en kVA, y las dimensiones en cm. Puesto que además  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ , entonces

$$u_{c.c.r} = 0,79 f \frac{P_n k_{\text{col}}}{E_{\text{esp}}^2} \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta' \cdot 10^{-2}. \quad (17-19)$$

La fórmula (17-19) es de mucha importancia, puesto que une con la magnitud  $u_{c.c.r}$  varias magnitudes que determinan en lo fundamental la estructura del transformador.

**B. Cálculo de la inductancia de dispersión de los devanados alternados.** Todo lo antedicho sobre el cálculo de  $u_{c.c.r}$  de los devanados concéntricos puede aplicarse también con los correspondientes cambios para el cálculo de  $u_{c.c.r}$  de los devanados alternados.

El devanado alternado está representado en forma esquemática en la fig. 17-8, a. Los devanados de alta tensión y baja tensión tienen

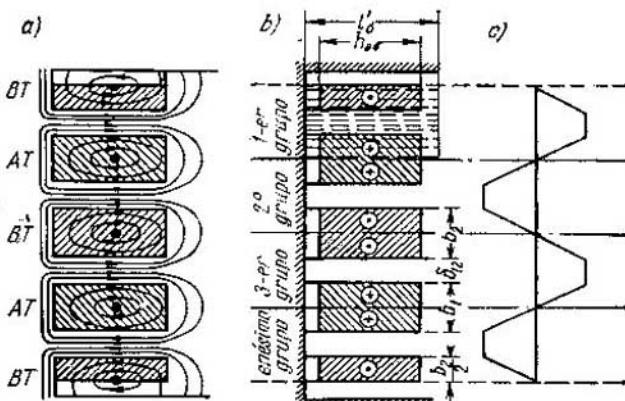


Fig. 17-8. Campo de dispersión y f.m. del transformador con devanado alternado

el mismo número de bobinas, pero una bobina del devanado de baja tensión está dividida en dos semibobinas dispuestas en las partes superior e inferior del devanado. Los centros alrededor de los cuales se forman las líneas del flujo de dispersión están representados con puntos gruesos. Esta representación real del flujo de dispersión está sustituida por otra reducida (fig. 17-8, b) en la que todas las líneas del flujo representadas con líneas de trazo están dirigidas perpendicularmente al eje de la columna (compárese con la representación del flujo en la fig. 17-7, b) y tienen una longitud calculada  $l'_\sigma$ . La curva de distribución de la f. m. del devanado en cuestión se da en la fig. 17-8, c. Puesto que la curva de la f. m. está dispuesta simétricamente con respecto al eje de ordenadas, el devanado alternado de la fig. 17-8, a se denomina *simétrico*. Aquí se ve que todo el devanado puede ser dividido en  $n$  grupos conectados en serie y compuestos cada uno por dos semibobinas de los devanados de alta tensión y baja tensión. La curva de f. m. de cada grupo repite de por sí la curva de f. m. del devanado concéntrico de la fig. 17-7, b. Por eso, para determinar la inductancia del devanado alternado se puede partir de las mismas fórmulas (17-16) y (17-17) que para el devanado concéntrico, considerando el devanado alternado compuesto de  $n$  grupos conectados en serie con un número de espiras  $w_i/n$  en cada grupo. En este caso, según la fórmula (17-18), tenemos:

$$L_\sigma = \mu_0 \left( \frac{w_i}{n} \right)^2 n \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}}} \delta' . \quad (17-20)$$

Por consiguiente,

$$u_{\text{c.c.r.}} = 0,79 f \frac{P_{\text{pk}} k_{\text{rel}}}{E_{\text{esp}}^2} \frac{C_{\text{med}} k_\sigma}{h_{\text{dev}} n} \delta' \cdot 10^{-3}. \quad (17-21) \text{ p}$$

Para los devanados alternados el coeficiente  $k_\sigma = 1 - \frac{b_1 + b_2 + \delta_{12}}{2h_{\text{dev}}}$  está generalmente dentro de los límites 0,65—0,80.

### 17-11. Ejemplo numérico

Determinar los parámetros y las componentes de tensión de cortocircuito del transformador TM-5600/35, cuyos datos característicos principales están dados en el § 16-6.

Datos técnicos supplementarios:  $u_{c.c.} = 7,5\%$ ,  $P_{c.c.} = 57 \text{ kW}$ .

El cálculo se lleva a cabo para una fase. La tensión de fase de cortocircuito por el lado del devanado de alta tensión será:

$$u_{1c.c.fas} = U_{1fas} u_{c.c.} = 20200 \cdot 0,075 = 1515 \text{ V.}$$

La potencia de las pérdidas de cortocircuito para una fase es:

$$P_{c.c.fas} = \frac{P_{c.c.}}{m} = \frac{57000}{3} = 19000 \text{ W.}$$

Los parámetros de cortocircuito serán:

$$Z_{c.c.} = \frac{U_{1c.c.fas}}{I_{1fas}} = \frac{1515}{92,5} = 16,4 \Omega;$$

$$r_{c.c.} = \frac{P_{c.c.fas}}{I_{1fas}^2} = \frac{19000}{92,5^2} = 1,8 \Omega;$$

$$x_{c.c.} = \sqrt{Z_{c.c.}^2 - r_{c.c.}^2} = \sqrt{16,4^2 - 1,8^2} = 16,3 \Omega.$$

Según las fórmulas (17-14, b) y (17-14, c),

$$u_{c.c.a} = \frac{I_{1fas} r_{c.c.}}{U_{1fas}} \cdot 100 = \frac{92,5 \cdot 1,8}{20200} \cdot 100 = 0,825\%;$$

$$u_{c.c.r} = \frac{I_{1fas} x_{c.c.}}{U_{1fas}} \cdot 100 = \frac{92,5 \cdot 16,3}{20200} \cdot 100 = 7,45\%.$$

## CAPÍTULO XVIII

### TRANSFORMADORES BAJO CARGA

#### 18-1. Observaciones preliminares

La principal misión de este capítulo es: a) demostrar la aplicabilidad del método de superposición, de acuerdo con el cual cualquier régimen de carga del transformador puede ser obtenido superponiendo mutuamente los regímenes de funcionamiento en vacío y de cortocircuito, y b) proporcionar los métodos de cálculo de las variaciones de la tensión secundaria y el rendimiento del transformador con ayuda de los respectivos circuitos equivalentes simplificados del transformador.

#### 18-2. Transformador elemental bajo carga

El circuito principal de un transformador monofásico en carga está representado en la fig. 18-1. Aclaremos al principio las condiciones de funcionamiento de un transformador elemental suponiendo que su devanado secundario está reducido al primario. Puesto que en un transformador elemental no se toman en cuenta las caídas de tensión, en éste, independientemente de la carga siempre tendremos que  $U_1 = -E_1$  (fig. 18-2). Considerando la tensión  $U_1$  constante, cualquiera que sea la carga, tendremos un mismo valor de la f. c. e. m.  $E_1$ . De

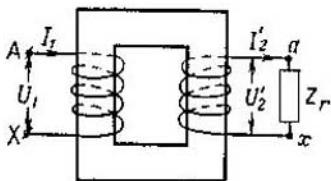


Fig. 18-1. Circuito principal de un transformador bajo carga

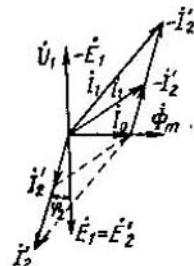


Fig. 18-2. Diagrama de corrientes de un transformador elemental

acuerdo con esto, el flujo principal  $\Phi_m$ , la corriente  $I_0$  y la f. m.  $F_0 = I_0 \omega_1$  tampoco dependerán de la carga, es decir, conservarán un mismo valor en cualquier régimen de servicio del transformador.

Si cargamos el transformador, entonces de la ecuación de la f. m. [véase la fórmula (13-32b)] tenemos:

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_0 + (-\dot{I}'_2), \quad (18-1)$$

o sea,

en un transformador bajo carga la corriente  $\dot{I}_1$  de su devanado primario es la suma geométrica de las dos siguientes componentes: la corriente magnetizante  $\dot{I}_0$  de valor constante que produce el flujo principal  $\Phi_m$ , y la corriente de carga  $(-\dot{I}'_2)$ , cuya f. m. equilibra la f. m. creada por la corriente  $\dot{I}'_2$  del secundario.

La fig. 18-2 representa cómo varía la corriente  $\dot{I}_1$  con la variación de la corriente  $\dot{I}'_2$  (se supone que el ángulo  $\psi_2$  está dado).

### 18-3. Transformador real bajo carga

El análisis del funcionamiento de un transformador real está basado, lo mismo que antes, en las ecuaciones de la f. e. m. y la f. m. Aquí y en adelante consideraremos que los parámetros del circuito secundario del transformador están reducidos al circuito primario. Entonces [véase las fórmulas (13-33), (13-34) y (13-32)]:

$$\dot{U}_1 = -\dot{E}_1 + \dot{I}_1 Z_1; \quad (18-2)$$

$$\dot{E}'_2 - \dot{I}'_2 Z'_2 = \dot{U}'_2 \quad (18-3)$$

o bien

$$\dot{E}'_2 = \dot{U}'_2 + \dot{I}'_2 Z'_2 \quad (18-4)$$

$$\dot{I}_1 = -\dot{I}'_2 + \dot{I}_0. \quad (18-5)$$

Según estas ecuaciones trazamos los diagramas vectoriales del transformador bajo carga.

En la fig. 18-3a, está representado el diagrama vectorial del transformador con carga inductiva predominante. Trazamos el vector del flujo principal  $\Phi_m$  en la dirección positiva del eje de abscisas; para crear este flujo se necesita la corriente magnetizante  $\dot{I}_0$ , cuyo vector está adelantado un poco del vector de flujo  $\Phi_m$  (véase la fig. 14-5). Las f. e. m.  $\dot{E}_1$  y  $\dot{E}'_2 = \dot{E}_1$  creadas por el flujo  $\Phi_m$  están retrasadas  $90^\circ$  respecto a este flujo. La corriente  $\dot{I}'_2$  está retrasada de la f. e. m.  $\dot{E}'_2$  en un ángulo  $\psi_2$  que se determina por la clase de carga exterior y por las propias resistencias del secundario. Según la ecuación de la f. m. (18-5), la corriente  $\dot{I}_1 = -\dot{I}'_2 + \dot{I}_0$ .

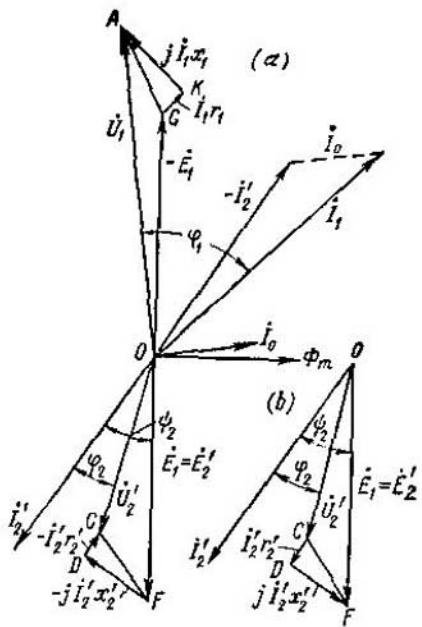


Fig. 18-3. Diagrama vectorial de un transformador con carga inductiva

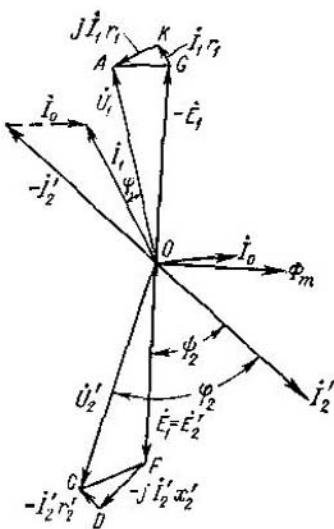


Fig. 18-4. Diagrama vectorial de un transformador con carga capacitativa

Para trazar el vector de tensión secundaria  $\dot{U}'_2 = \overline{OC}$ , se puede hacer uso de la ecuación de la f. e. m. (18-3). En este caso, hay que sumar geométricamente la f. e. m.  $\dot{E}'_2 = \overline{OF}$ , la f. e. m. de dispersión  $\dot{E}'_{02} = -j\dot{I}'_2x'_2 = \overline{FD}$  y la "f. e. m." convencional  $-\dot{I}'_2r'_2 = \overline{DC}$  (fig. 18-3, a).

Por otra parte, se puede aplicar la ecuación (18-4) para determinar la f. e. m.  $\dot{E}'_2$ ; en este caso, se suman geométricamente la tensión  $\dot{U}'_2 = \overline{OC}$  y las caídas de tensión del secundario  $\dot{I}'_2r'_2 = \overline{CD}$  y  $j\dot{I}'_2x'_2 = \overline{DF}$  (fig. 18-3, b).

El ángulo  $\varphi_2$  entre los vectores  $\dot{U}'_2$  e  $\dot{I}'_2$  se determina por la clase de carga exterior del transformador.

El vector de tensión primaria  $\dot{U}_1 = \overline{OA}$  se traza de acuerdo con la ecuación (18-2), con ayuda de las tres componentes de tensión:  $-\dot{E}_1 = \overline{OG}$ ,  $\dot{I}_1r_1 = \overline{GK}$  y  $j\dot{I}_1x_1 = \overline{KA}$ , cada una de las cuales se encuentra en equilibrio con su respectiva f. e. m. (fig. 18-3, a).

El ángulo  $\varphi_1$  entre los vectores  $\dot{U}_1$  e  $\dot{I}_1$  determina la potencia activa  $\dot{U}_1\dot{I}_1 \cos \varphi_1$  de la red primaria aplicada al transformador.

El diagrama vectorial de un transformador con carga capacitativa está trazado en la fig. 18-4 sin explicaciones especiales, ya que este trazado no se distingue de los descritos antes.

#### 18-4. Diagramas vectoriales del transformador equivalente

En la fig. 13-3 está representado el circuito equivalente del transformador, entre cuyos elementos sólo existe acoplamiento eléctrico. Este circuito se repite en forma reducida en la fig. 18-5, a.

De acuerdo con este circuito se trazan los diagramas vectoriales en la fig. 18-5, b, c. Durante el trazado consideraremos dados la tensión secundaria  $\dot{U}_2$ , la corriente secundaria  $\dot{I}_2$  y el factor de potencia  $\cos \varphi_2$  de la red secundaria.

Hacemos coincidir el vector de tensión secundaria  $-\dot{U}'_2 = \overline{OC}$  con la dirección positiva del eje de ordenadas. El vector de corriente secundaria está retrasado o adelantado del vector de tensión  $-\dot{U}'_2$  en un ángulo  $\varphi_2$ . Sumando geométricamente la tensión  $-\dot{U}'_2$  y la caída de tensión en el secundario  $-\dot{I}'_2(r'_2 + jx'_2)$  determinaremos el vector de la componente de la tensión primaria  $-\dot{E}_1 = \overline{OG}$ ; el vector del flujo principal  $\dot{\Phi}_m$  está retrasado  $90^\circ$  del  $-\dot{E}_1$ , y el vector de corriente magnetizante  $\dot{I}_0$  está un poco adelantado del vector del flujo  $\dot{\Phi}_m$ . El vector de corriente primaria  $\dot{I}_1 = -\dot{I}'_2 + \dot{I}_0$ . Para trazar el vector de tensión primaria  $\dot{U}_1 = \overline{OA}$  hay que sumar las componentes de esta tensión  $-\dot{E}_1$  e  $\dot{I}_1(r_1 + jx_1)$ .

El circuito equivalente en T de la fig. 18-5, a es cómodo para analizar el funcionamiento de los transformadores. Este circuito sigue siendo justo tanto al suministrar la energía desde el circuito primario al secundario, como también en el caso de transmisión de la energía

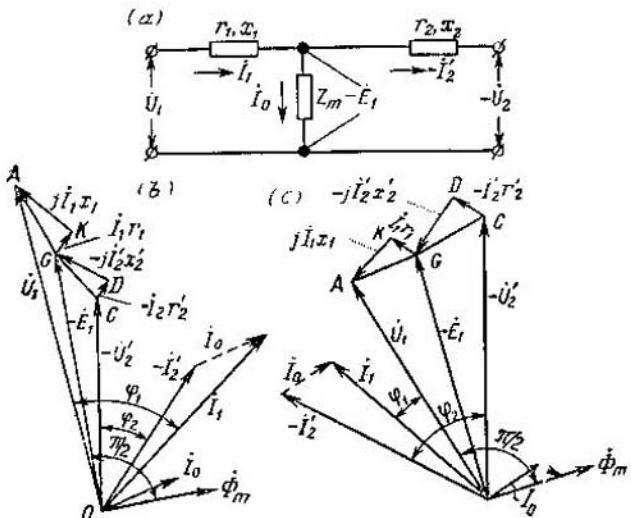


Fig. 18-5. Circuito equivalente (a) y diagramas vectoriales del transformador con cargas inductiva (b) y capacitativa (c)

en el sentido contrario, desde el circuito secundario al primario. A menudo, el análisis se verifica suponiendo que  $E_1 = \text{const}$ . En este caso, cuando la carga es inductiva se obtiene cierta elevación de la tensión en los bornes del primario y cierta reducción de la tensión en los bornes del secundario (fig. 18-5, b). Cuando la carga del transformador es capacitativa ocurre todo lo contrario, se reduce la tensión en los bornes del primario y aumenta en los bornes del secundario (fig. 18-5, c).

### 18-5. Diagramas vectoriales simplificados del transformador

Los diagramas de la fig. 18-5, b y c, tienen en general valor teórico principalmente porque  $x_1$  y  $x'_2$  no pueden ser determinados separadamente y también porque los triángulos de caídas de tensión primaria y secundaria  $AKG$  y  $GDC$  están orientados en los diagramas distintamente.

Para simplificar el diagrama y otorgarle importancia práctica, en los transformadores de potencia, que funcionan en regímenes próximos a la carga nominal, no se toma en cuenta la corriente  $I_0$ , es decir, se considera que  $I_1 = -I'_2$ . En los transformadores modernos la corriente  $\frac{I_0}{I_u} \cdot 100 = 3 \div 8\%$ . Este valor es de por sí bastante grande, pero a causa de que las corrientes  $I_0$  e  $-I'_2$  se suman geométricamente, el error se reduce considerablemente. Además, éste sólo tiene lugar con respecto a la caída de la tensión primaria que dentro de los límites de cargas normales es una magnitud de segundo orden en comparación con la tensión  $U_1$  ( $3 \div 5\%$  de la última).

Con esta admisión el circuito equivalente del transformador adquiere la forma representada en la fig. 18-6. Este esquema representa un circuito elemental compuesto por las resistencias conectadas en serie:  $Z_1 = r_1 + jx_1$ ,  $Z'_2 = r'_2 + jx'_2$  y  $Z'_{\text{red}} = r'_{\text{red}} + jx'_{\text{red}}$ . Según este circuito equivalente simplificado, en la fig. 18-7, a y b están trazados los diagramas vectoriales simplificados para las cargas inductiva y capacitativa. El vector de corriente  $I_1$  está trazado en la dirección positiva del eje de ordenadas. Los vectores de caídas de tensión  $I_1 r'_2$ ,  $j I_1 x'_2$ ,  $I_1 r_1$  y  $j I_1 x_1$  forman los triángulos rectángulos  $CDG$  y  $GKA$  con catetos paralelos y pueden sumarse en el orden representado en la figura con líneas

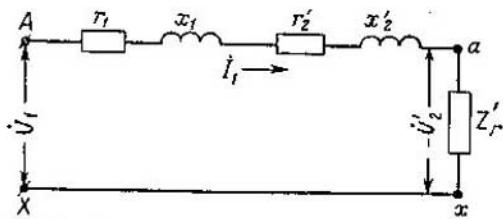


Fig. 18-6. Circuito equivalente simplificado del transformador

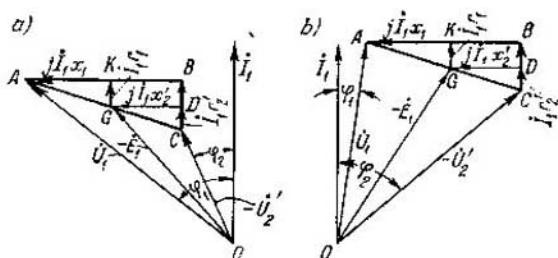


Fig. 18-7. Diagramas vectoriales simplificados del transformador equivalente:  
a — con carga inductiva; b — con carga capacitiva

gruesas. De este diagrama se desprende que el vector  $\overline{CB} = jI_1(r_1 + \frac{1}{r_2}) = jI_1(x_1 - x_2)$ , y el vector  $\overline{BA} = jI_1(x_1 - x_2) = jI_1x_{c.c.}$  Así pues, el triángulo  $ABC$  es el triángulo de cortocircuito (véase la fig. 17-4) cuyo lado, el que está en fase con la corriente  $I_1$ , determina la caída activa de tensión en el transformador, y el otro, adelantado en  $90^\circ$  de la corriente  $I_1$ , determina la caída inductiva de tensión en el mismo. Considerando que la tensión  $U_1$ , la corriente  $I_1$  y la clase de carga, es decir, el ángulo  $\varphi_2$  están dados, entonces del diagrama se ve que la tensión secundaria se obtiene añadiendo al vector de tensión  $U_1$  el triángulo de cortocircuito  $ABC$  de tal modo que su vértice  $C$  esté situado sobre el rayo trazado desde el punto  $O$  formando un ángulo  $\varphi_2$  con el eje de ordenadas. Por consiguiente, la tensión secundaria  $-U_2 = \overline{OC}$  se puede considerar como el resultado de la superposición del régimen de cortocircuito, determinado por el triángulo de cortocircuito  $ABC$ , sobre el régimen de funcionamiento en vacío determinado por el vector  $\overline{OA}$ .

#### 18-6. Relación entre la tensión secundaria reducida y el $\cos \varphi_2$ de carga

El trazado geométrico más fácil del vector  $\overline{OC} = -U'_2$  es el siguiente. Trasladamos el triángulo  $ABC$  paralelamente a sí mismo de tal modo que ocupe la posición del triángulo  $OB'C'$  (fig. 18-8). Desde el punto  $O$  trazamos un rayo bajo un ángulo  $\varphi_2$  al eje de ordenadas y desde el centro  $C'$  tomando como radio  $C'C = U_1$  marcamos en este rayo una rayita. Entonces el vector  $\overline{CO} = -U'_2$ .

Si la tensión  $U_1$  y la corriente  $I_1$  están dadas y son constantes, y si la clase de carga, es decir, el ángulo  $\varphi_2$  varía, la variación de la tensión  $U'_2$  se determina del modo siguiente. Desde el punto  $O$ , como centro, se describe una circunferencia de radio  $OA = U$ , que es el lugar geométrico de los extremos del vector de tensión primaria. Luego,

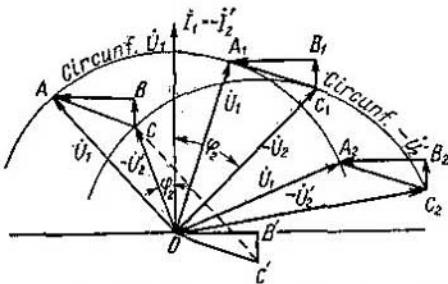


Fig. 18-8. Diagrama de  $U_2 = f(\cos \varphi_2)$

desde el punto  $C'$ , como centro, se describe otra circunferencia con el mismo radio  $U_1$ . De lo dicho más arriba se deduce que esta segunda circunferencia es el lugar geométrico de los extremos del vector de tensión secundaria.

En la fig. 18-8 están determinadas las tensiones  $U_2'$  para diferentes ángulos  $\varphi_2$ . Este diagrama ilustra bien la influencia de la clase de carga sobre el valor de la tensión secundaria. Se ve que cuando la carga capacitiva predomina considerablemente, la tensión secundaria  $U_2'$  puede ser mayor que la primaria  $U_1$ .

### 18-7. Determinación de la variación de la tensión secundaria

De acuerdo con las normas estatales soviéticas "se llama variación de la tensión de un transformador de dos devanados con factor de potencia dado, la diferencia aritmética, expresada en tantos por ciento de la tensión secundaria nominal, entre la tensión secundaria nominal (con la correspondiente posición del commutador) en los bornes del secundario sin carga y la tensión obtenida en estos mismos bornes cuando son nominales la corriente secundaria, la frecuencia y la tensión primaria (con la correspondiente posición del commutador) en los bornes del primario". En este caso, la variación de la tensión se reduce a una temperatura condicional de 75°C.

Así pues,

$$\Delta U = \frac{U_{2n} - U_2}{U_{2n}} \cdot 100 = \frac{U_{2n}' - U_2'}{U_{2n}'} \cdot 100 = \frac{U_1 - U_2'}{U_1} \cdot 100. \quad (18-6)$$

Para determinar  $\Delta U$  no podemos utilizar el diagrama vectorial de la figura 18-7 en su forma natural, ya que el triángulo ABC es realmente muy pequeño, cosa que, por una parte, dificulta el trazado y, por otra parte, puede reducir notablemente la exactitud del resultado. Por eso, el diagrama de la fig. 18-7 se utiliza para determinar la  $\Delta U$  por vía analítica.

Convengamos en determinar  $\Delta U$  para una corriente nominal  $I_{np}$ . En este caso, el vector  $\vec{OA}$  de tensión  $U_1$  se puede tomar por 100 uni-

dades convencionales (fig. 18-9), los lados del triángulo de cortocircuito  $ABC$  serán  $u_{c.e}$ ,  $u_{c.ca}$  y  $u_{c.er}$ . Como se trata de determinar la diferencia aritmética, no ponemos flechas en los lados del triángulo  $ABC$ .

Según la fórmula (18-6) tenemos:

$$\Delta U = \frac{100 - \dot{U}'_2}{100} \cdot 100 = 100 - \dot{U}'_2.$$

Desde el punto  $A$  levantamos la perpendicular  $AP$  a la prolongación del vector  $\dot{U}'_2$ . Sean los segmentos  $CP$  y  $PA$  de  $m_{c.e}$  y  $n_{c.e}$  unidades convencionales.

Entonces,

$$\dot{U}'_2 = \sqrt{100^2 - n_{c.e}^2} - m_{c.e} = 100 \sqrt{1 - \left(\frac{n_{c.e}}{100}\right)^2} - m_{c.e}.$$

Descompongamos la expresión subradical en una serie binomial despreciando todos los términos superiores al segundo orden, ya que éstos son exigüos en comparación con los dos primeros. En este caso

$$\dot{U}'_2 = 100 \left[ 1 - \frac{1}{2} \left( \frac{n_{c.e}}{100} \right)^2 \right] - m_{c.e}$$

y

$$\Delta U = 100 - \dot{U}'_2 = 100 - 100 + \frac{n_{c.e}^2}{200} + m_{c.e} = m_{c.e} + \frac{n_{c.e}^2}{200}.$$

Para expresar  $m_{c.e}$  y  $n_{c.e}$  en función de  $u_{c.ca}$  y  $u_{c.er}$  trazamos la perpendicular  $Ba$  desde el punto  $B$  al segmento  $CP$  y la perpendicular  $Bb$  a la prolongación del segmento  $AP$ . Entonces,

$$m_{c.e} = CP = Ca + aP = u_{c.e.a} \cos \varphi_2 + u_{c.e.r} \sin \varphi_2$$

y

$$n_{c.e} = AP = Ab - bP = u_{c.e.r} \cos \varphi_2 - u_{c.e.a} \sin \varphi_2.$$

Por consiguiente,

$$\Delta U = u_{c.e.a} \cos \varphi_2 + u_{c.e.r} \sin \varphi_2 + \frac{(u_{c.e.r} \cos \varphi_2 - u_{c.e.a} \sin \varphi_2)^2}{200}. \quad (18-7)$$

En esta fórmula el último sumando es generalmente pequeño. Por eso, cuando no se necesita una exactitud especial se admite que

$$\Delta U = u_{c.e.a} \cos \varphi_2 + u_{c.e.r} \sin \varphi_2. \quad (18-8)$$

Hemos determinado  $\Delta U$  para la carga nominal. Para cualquier otra carga, determinada por el factor de carga  $k_{car} = P_2/P_n$ , la caída de tensión varía en la práctica proporcionalmente a  $k_{car}$  [véase la fórmula (18-8)].

De lo dicho se deduce que cuando están dados los parámetros de cortocircuito, la caída de tensión depende de la magnitud y de la clase de carga.

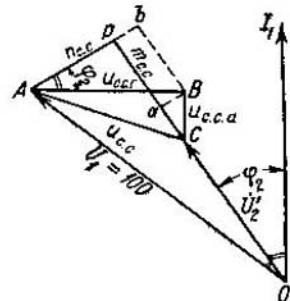


Fig. 18-9. Determinación de  $\Delta U$

## 18-8. Ejemplo numérico

Para el transformador, cuyos datos característicos se dan en los § 16-6 y 17-10, determinar la variación de la tensión  $\Delta U$  cuando la carga es nominal y cuando  $\cos\varphi=0,8$  y a) está retrasado, b) está adelantado.

En el § 17-10 fue determinado que  $u_{c.e.a}=0,825\%$  y  $u_{c.e.r}=7,45\%$ .

a) Estando retrasado el  $\cos\varphi_2=0,8$ ,  $\sin\varphi_2=0,6$ , de acuerdo con (18-7),

$$\Delta U = u_{c.e.a} \cos\varphi_2 + u_{c.e.r} \sin\varphi_2 + \frac{(u_{c.e.r} \cos\varphi_2 - u_{c.e.a} \sin\varphi_2)^2}{200} - \\ = 0,825 \cdot 0,8 + 7,45 \cdot 0,6 + \frac{(7,45 \cdot 0,8 - 0,825 \cdot 0,6)^2}{200} = 5,16\%.$$

Por la fórmula simplificada (18-8) obtenemos  $\Delta U=5,13\%$ , es decir, el error es menor de 1%.

b) Con un  $\cos\varphi_2=0,8$  adelantado,  $\sin\varphi_2=-0,6$

$$\Delta U = 0,825 \cdot 0,8 - 7,45 \cdot 0,6 + \frac{(7,45 \cdot 0,8 + 0,825 \cdot 0,6)^2}{200} = -3,78\%.$$

De acuerdo con la fórmula simplificada (18-8) obtendríamos  $\Delta U=-3,81\%$ .

## 18-9. Característica exterior del transformador

Se llama característica exterior del transformador la relación  $U_2=f(I_2)$  cuando  $U_1=\text{const}$  y  $\cos\varphi_2=\text{const}$  (fig. 18-10). Cuando  $I_2=I_{2n}$ ,  $\cos\varphi_2=0,8$  y para los valores de  $u_{c.e.}=5,5 \div 10,5\%$ , la caída de tensión es  $\Delta u=5 \div 8\%$ .

## 18-10. Rendimiento del transformador ( $\eta$ )

Por rendimiento de un transformador, así como de cualquier otra máquina eléctrica, se entiende la relación de la potencia  $P_2$ , entregada por el transformador y expresada en unidades de potencia activa, o sea, en kilovatios o vatios, a la potencia  $P_1$  aplicada al transformador y expresada en las mismas unidades que  $P_2$ . Así pues,

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} \text{ o bien } \eta = \frac{P_2}{P_1} \cdot 100\%. \quad (18-9)$$

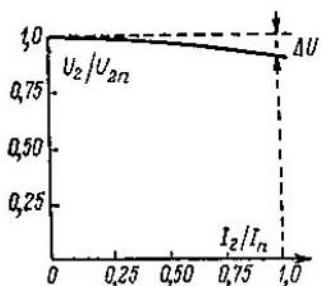


Fig. 18-10. Característica exterior del transformador

Como el rendimiento de un transformador de potencia es bastante alto (en los transformadores de gran potencia es superior del 99%), es imposible utilizar el método de determinación directa del rendimiento mediante la medición directa de las potencias  $P_1$  y  $P_2$ , ya que los errores inevitables que tienen lugar al medir estas potencias pueden causar un error groso en el cálculo del rendimiento.

En este respecto son más ventajosos los métodos de determinación indirecta del

rendimiento, cuando una u otra potencia está expresada en función de la otra y de las pérdidas.

Sean  $p_{ac}$  las pérdidas en el acero del transformador y  $p_{cob}$  las pérdidas en el cobre de los devanados. Entonces,

$$P_1 = P_2 + p_{ac} + p_{cob}$$

$$\text{y } \eta = \frac{P_2}{P_2 + p_{ac} + p_{cob}} \cdot 100\% = \left( 1 - \frac{p_{ac} + p_{cob}}{P_2 + p_{ac} + p_{cob}} \right) \times 100\%. \quad (18-10)$$

Al determinar todas estas magnitudes se hacen varias suposiciones simplificadoras que conducen inevitablemente a ciertos errores pero que a) facilitan la determinación del rendimiento y b) dan unos resultados finales completamente satisfactorios, ya que los errores admitidos aquí son de por sí muy pequeños, pertenecen a valores del segundo orden y en parte se compensan mutuamente.

La potencia  $P_2$  en la fórmula (18-10) se llamará potencia *calculada* del transformador. Esta potencia se determina por la fórmula

$$P_2 = k_{car} P_n \cos \varphi_2, \quad (18-11)$$

donde  $k_{car}$  es el factor de carga del transformador.

La potencia calculada tiene un carácter convencional y no coincide con la potencia real que el transformador entrega durante su funcionamiento. Recordemos (véase el § 12-4) que la tensión secundaria nominal del transformador es la tensión de funcionamiento en vacío, o sea,  $U_{2n} = U_{20}$ . Por consiguiente, la potencia nominal del transformador en el lado del devanado secundario es  $U_{20} I_{2n}$ . La potencia real, entregada por transformador con una corriente de  $I_{2n}$ , es  $P_2 \sim U_2 I_{2n}$ , donde  $U_2$  es la tensión secundaria real durante el funcionamiento del transformador. Por lo tanto la potencia calculada del transformador se diferencia de la potencia real entregada por él en la misma medida en que la tensión  $U_{20}$  se diferencia de la tensión  $U_2$ .

La determinación de  $p_{ac}$  y  $p_{cob}$  también tiene un carácter convencional.

Consideraremos que el transformador funciona con una tensión primaria nominal  $U_1 = U_{1n} = \text{const}$  y con una frecuencia nominal  $f = f_n = \text{const}$ .

Más arriba [véase la fórmula (14-14)] vimos que durante el funcionamiento en vacío  $p_{ac} \approx P_n$ . Por otra parte, cuando la frecuencia  $f$  está dada, las pérdidas  $p_{ac} \sim B^2 \sim E_1^2$ . Pero  $E_1 = -(U_1 - I_1 Z_1)$ . Por consiguiente, la variación de la f. e. m.  $\dot{E}_1$  depende de la caída de tensión en el primario del transformador. Cuando la carga es inductiva la f. e. m.  $\dot{E}_1$  disminuye con el aumento de la carga, y cuando la carga es capacitiva  $\dot{E}_1$  puede aumentar (véase la fig. 18-8). Por lo tanto, si la carga del transformador es inductiva las pérdidas en el acero serán menores en comparación con las pérdidas en vacío, y si la carga es capacitiva pueden ser mayores. Si la variación de la carga no sale de los límites normales, la variación de la f. e. m. generalmente no supera el 1.5—4%. Por consiguiente, las pérdidas en el acero fluctúan en un

3—8%. Prácticamente, tales variaciones se pueden despreciar y considerar que en las condiciones indicadas de funcionamiento del transformador las pérdidas en el acero no dependen de la carga, o sea,

$$P_{ac} = P_0 = \text{const.} \quad (18-12)$$

Los valores de la potencia  $P_0$  para los transformadores de potencia en aceite con tensión y frecuencia nominales, se dan en las correspondientes normas estatales soviéticas.

De este mismo modo, la potencia de cortocircuito  $P_{c.c.}$  no determina completamente las pérdidas en el cobre de los devanados que tienen lugar durante el funcionamiento de un transformador bajo carga. En efecto, si manteniendo constante la corriente secundaria pasamos del régimen de cortocircuito al funcionamiento bajo carga, la corriente primaria variará puesto que  $I_1 = -I_2 + I_0$ . Con este paso, si la carga es inductiva, la corriente  $I_1$  crecerá y respectivamente aumentarán también las pérdidas en el cobre del devanado primario, mientras que con carga capacitiva tendrá lugar un fenómeno contrario (véanse la fig. 18-5, a, b). Así pues, despreciando la corriente  $I_0$ , cuando la carga del transformador es inductiva, disminuimos las pérdidas reales en el cobre, y cuando la carga es capacitiva, las aumentamos. Sin embargo, puesto que la influencia de la corriente  $I_0$  es muy pequeña, esta tercera suposición, así como las dos primeras, casi no influye en el rendimiento del transformador, además ésta compensa en parte, el error admitido durante la determinación de las pérdidas en el acero.

Los valores de la potencia de cortocircuito  $P_{c.c.}$  para las corrientes nominales en los devanados con  $t=75^\circ\text{C}$  se dan en las normas estatales soviéticas.

Si la carga constituye una  $k_{car}$ -ésima parte de la nominal, se considera que en este mismo grado varían las corrientes en los devanados del transformador. Aquí no se introduce la corrección por la variación de temperatura de los devanados. En este caso:

$$P_{cob} = k_{car}^2 P_{c.c.} \quad (18-13)$$

Entonces, el rendimiento del transformador en la forma general se escribe del modo siguiente:

$$\eta = \left( 1 - \frac{P_0 + k_{car}^2 P_{c.c.}}{k_{car} P_n \cos \varphi_2 + P_0 + k_{car}^2 P_{c.c.}} \right) \cdot 100. \quad (18-14)$$

Puesto que cuando el  $\cos \varphi_2$  está dado, en la fórmula (18-14) la única magnitud variable es el factor de carga  $k_{car}$ , se puede determinar el valor de éste para el cual el rendimiento del transformador alcanza su máximo. Para ello basta tomar la primera derivada de  $\eta$  respecto de la variable  $k_{car}$  e igualarla a cero. Efectuando esta operación obtenemos:

$$P_0 = k_{car}^2 P_{c.c.} \quad (18-15)$$

es decir, el rendimiento alcanza su valor máximo para tal carga, cuando las pérdidas en el cobre son iguales a las pérdidas en el acero, o dicho de otra forma, cuando las pérdidas variables son iguales a las constantes.

### 18-11. Ejemplo numérico

Determinemos el rendimiento del transformador trifásico TM-5600/35, analizado en los ejemplos anteriores. Las pérdidas en vacío  $P_0 = 18,5 \text{ kW}$ , las pérdidas de cortocircuito  $P_{c.c.} = 57 \text{ kW}$ ,  $\cos \varphi_2 = 0,8$ .

Los datos calculados vienen dados en la tabla 18-1.

Tabla 18-1

$k_{car}$	$P_2 = k_{car} P_n \cos \varphi_2$	$P_{a.}$ kW	$k_{car}^2 P_{c. c.}$	$P_0 + k_{car}^2 P_{c. c.}$ kW	$P_2 + P_0 + k_{car}^2 P_{c. c.}$ kW	$\eta, \%$
1/4	1120	18,5	3,56	22,06	1142,06	98,07
2/4	2240	18,5	14,25	32,75	2272,75	98,56
3/4	3360	18,5	32,1	50,6	3410,6	98,52
4/4	4480	18,5	57,0	75,5	4555,5	98,34

De esta tabla se ve que con una carga igual a 1/4 de la nominal el rendimiento del transformador ya es muy alto. Por la fórmula (18-15) hallamos que el rendimiento es máximo cuando

$$k_{car} = \sqrt{\frac{P_0}{P_{c.c.}}} = \sqrt{\frac{18,5}{57}} \approx 0,57.$$

## CAPÍTULO XIX

### REGÍMENES DESEQUILIBRADOS DE FUNCIONAMIENTO DE LOS TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS

#### 19-1. Observaciones preliminares

Con la desigualdad de las corrientes en los devanados de fase del transformador surgen en éste una serie de fenómenos adicionales que por lo común influyen negativamente en el funcionamiento del transformador, que son: la distorsión de las tensiones de línea y de fase, pérdidas adicionales en el acero y en los devanados, considerables excesos locales de temperatura, etc.

Estos fenómenos se manifiestan al máximo en condiciones de cortocircuitos disimétricos, ya que éstos representan los casos límites de la carga disimétrica. Además, los regímenes de cortocircuitos disimétricos representan un interés considerable para el servicio de los transformadores y desde este punto de vista deben ser estudiados en primer lugar.

Existen muchos regímenes de carga y de cortocircuitos disimétricos pero aquí solo estudiaremos los regímenes más demostrativos, a saber:

- 1) carga disimétrica con los devanados conectados en  $Y/Y-12$ ,  $\Delta/Y-11$ ,  $Y/Y_0-12$  y  $\Delta/Y_0-11$ ;
- 2) cortocircuito monofásico con los devanados conectados en  $Y/Y_0-12$ ;
- 3) cortocircuito monofásico con los devanados conectados en  $\Delta/Y_0-11$  principalmente para demostrar el efecto de esta conexión de los devanados;
- 4) cortocircuito bifásico con los devanados conectados en  $Y/Y_0-12$ .

#### 19-2. Método de las componentes simétricas

El método principal de análisis de los regímenes de funcionamiento de las máquinas eléctricas y de los transformadores es el de las componentes simétricas, cuya esencia se expone en el curso "Fundamentos teóricos de electrotecnia" [10].

Como es conocido cualquier sistema trifásico desequilibrado se puede descomponer en el caso general en tres sistemas equilibrados: con secuencia de fase positiva, negativa y de cero, o para abreviar, positivo, negativo y cero.

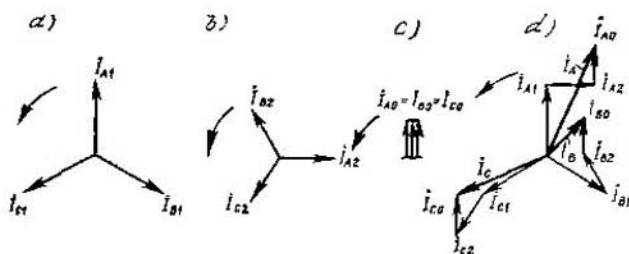


Fig. 19-1. Sistemas de corrientes: *a* — positivo; *b* — negativo; *c* — cero; *d* — resultante

En la fig. 19-1, *a*, *b*, *c*, *d*, están representados los tres sistemas equilibrados de corriente y el sistema desequilibrado resultante.

En el sentido de giro de los vectores adoptado generalmente en sentido contrario a las agujas del reloj, el sistema positivo de corrientes forma una estrella simétrica de vectores  $I_{A1}—I_{B1}—I_{C1}$  que se suceden uno al otro en el orden alfabetico.

El sistema negativo de corrientes forma respectivamente otra estrella simétrica de vectores que se siguen uno al otro en el orden  $I_{A2}—I_{C2}—I_{B2}$  contrario al alfabetico.

El sistema de corrientes de cero representa tres vectores de corrientes  $I_{A0}$ ,  $I_{B0}$ ,  $I_{C0}$  de igual magnitud y coincidentes en fase.

De acuerdo con la fig. 19-1,*d*, tenemos:

$$I_A = I_{A1} + I_{A2} + I_{A0}; \quad (19-1a)$$

$$I_B = I_{B1} + I_{B2} + I_{B0}; \quad (19-1b)$$

$$I_C = I_{C1} + I_{C2} + I_{C0}. \quad (19-1c)$$

Tomemos el vector de corriente  $I_{A1}$  como de referencia. Entonces los vectores de corriente  $I_{B1}$  e  $I_{C1}$  se pueden escribir en la forma:

$$I_{B1} = a^2 I_{A1} \quad y \quad I_{C1} = a I_{A1}. \quad (19-2)$$

Aquí  $a$  es el así llamado *operador de giro*, o sea, el multiplicador que indica que hay que girar el vector dado con respecto al de referencia un ángulo de  $120^\circ = 2\pi/3$  en el sentido de giro de los vectores.

Por su valor

$$a = -0.5 + j \frac{\sqrt{3}}{2} = e^{+j \frac{2\pi}{3}} = e^{-j \frac{4\pi}{3}}. \quad (19-3)$$

Por consiguiente,

$$a^2 = -0.5 - j \frac{\sqrt{3}}{2} = e^{+j \frac{4\pi}{3}} = e^{-j \frac{2\pi}{3}}; \quad (19-4)$$

$$a^3 = 1 \quad (19-5a)$$

$$y \quad 1 + a + a^2 = 0; \quad (19-5b)$$

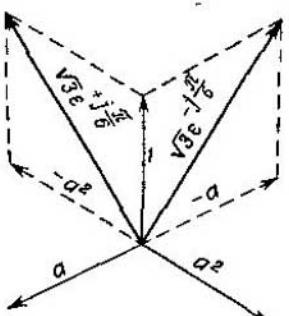


Fig. 19-2. Explicación de las ecuaciones (19-5c) y (19-5d)

entonces (fig. 19-2)

$$1-a = \sqrt{3}e^{-j\frac{\pi}{6}}; \quad (19-5c)$$

$$1-a^2 = \sqrt{3}e^{-j\frac{\pi}{6}}. \quad (19-5d)$$

Para el sistema negativo de corrientes respectivamente tenemos:

$$i_{B_2} = a i_{A_2} \text{ y } i_{C_2} = a^2 i_{A_2}. \quad (19-6)$$

Para el sistema de corriente de cero

$$i_{A_0} = i_{B_0} = i_{C_0}. \quad (19-7)$$

Sustituyendo estos valores de las corrientes en las ecuaciones (19-1a), (19-1b) y (19-1c) y resolviéndolas con respecto a las corrientes  $i_{A_1}$ ,  $i_{A_2}$  e  $i_{A_0}$ , obtenemos:

$$i_{A_1} = \frac{1}{3} (i_A + a i_B + a^2 i_C); \quad (19-8a)$$

$$i_{A_2} = \frac{1}{3} (i_A + a^2 i_B + a i_C); \quad (19-8b)$$

$$i_{A_0} = \frac{1}{3} (i_A + i_B + i_C). \quad (19-8c)$$

### 19-3. Condiciones del análisis de los regímenes asimétricos y de los cortocircuitos

Al analizar los regímenes asimétricos y los cortocircuitos consideraremos que a) la red que alimenta el transformador posee una potencia ilimitada y que correspondientemente a esto el sistema de tensiones de línea primarias  $\dot{U}_{AB}$ ,  $\dot{U}_{BC}$  y  $\dot{U}_{CA}$  queda equilibrado independiente del régimen de funcionamiento del transformador, b) el devanado secundario está reducido al primario y c) la corriente en vacío  $I_0=0$ .

### 19-4. Carga disimétrica de un transformador trifásico sin hilo neutro

La disimetría de las corrientes de carga del transformador provoca la disimetría de sus tensiones de línea y de fase, lo cual puede influir muy desfavorablemente sobre el funcionamiento de los receptores. Por ejemplo, con una elevación relativamente pequeña de la tensión en los bornes de las lámparas de incandescencia el plazo de servicio de éstas disminuye considerablemente; con la caída de la tensión se reduce bruscamente el rendimiento de luz de las lámparas. La disimetría de las tensiones en los terminales de los motores asincrónicos crea en éstos un campo giratorio inverso, lo que conduce a la reducción de sus pares de arranque y máximo y al descenso de su rendimiento.

Analicemos los casos de carga disimétrica de los transformadores, cuyos devanados están conectados de acuerdo con las normas estatales soviéticas, o sea: en  $\Delta/Y-11$ ,  $Y/Y_0-12$  y  $\Delta/Y_0-11$ . Además, estudiemos el caso de conexión en  $Y/Y$  como caso particular de la conexión en  $Y/Y_0$  cuando el neutro no está cargado de corriente.

Sean  $Z_1$ ,  $Z_2$  y  $Z_0$  las impedancias de las secuencias de fase positiva, negativa y de cero del transformador.

En el transformador  $Z_1 = Z_2$ , puesto que al variar la secuencia de fase varía la secuencia de las corrientes y las tensiones, pero, no varían las resistencias interiores.

Para la carga simétrica las caídas de tensión se determinan por los parámetros de cortocircuito de secuencia de fase positiva:

$$Z_t = Z_{c.c.} = r_{c.c.} + jx_{c.c.} \quad (19-9)$$

En el caso de carga disimétrica y con el neutro desconectado de la tierra, a las componentes de las corrientes y tensiones de secuencia de fase positiva se añaden las corrientes y tensiones de secuencia de fase negativa. Puesto que  $Z_1 = Z_2 = Z_{c.c.}$ , las caídas de tensión por las corrientes de secuencia de fase positiva y negativa se determinarán por los vectores  $I_a Z_{c.c.}$ ,  $I_b Z_{c.c.}$  e  $I_c Z_{c.c.}$ , donde

$$I_a = I_{a1} + I_{a2}, \quad I_b = I_{b1} + I_{b2} \quad \text{e} \quad I_c = I_{c1} + I_{c2}. \quad (19-10)$$

En este caso el diagrama de tensiones puede trazarse tanto por el método de las componentes simétricas como directamente por las corrientes resultantes sin descomponerlas en componentes de secuencia positiva y negativa, puesto que no existen corrientes de secuencia de cero.

### 19-5. Carga disimétrica de un transformador trifásico con conexión de los devanados en $\Delta/Y-11$

Analicemos al principio el caso de distorsión de la estrella de tensiones secundarias en el caso de carga disimétrica de un transformador con los devanados conectados en  $\Delta/Y-11$ , en el que las tensiones pri-

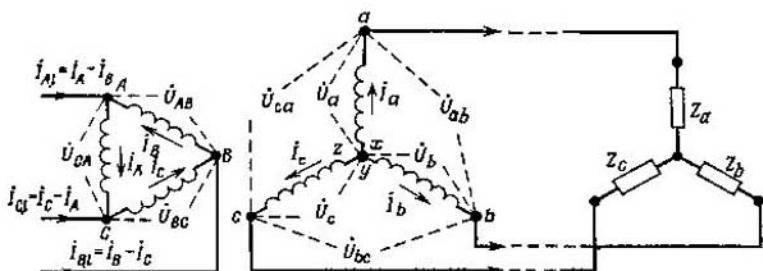


Fig. 19-3. Circuito del transformador con carga asimétrica sin hilo neutro

máximas aplicadas  $\dot{U}_A$ ,  $\dot{U}_B$  y  $\dot{U}_C$  son simétricas (fig. 19-3). Puesto que en cada columna del transformador para las condiciones dadas, si la corriente magnetizante es igual a cero, debe existir equilibrio entre las f. m. primaria y secundaria, entonces,

$$\dot{I}_A = -\dot{I}_a, \quad \dot{I}_B = -\dot{I}_b \quad \text{e} \quad \dot{I}_C = -\dot{I}_c.$$

Las corrientes primarias de línea son iguales a la diferencia geométrica de las corrientes de fase, es decir,

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_{Al} &= \dot{I}_A - \dot{I}_B = -\dot{I}_a + \dot{I}_b = -\dot{I}_{a1} - \dot{I}_{a2} + \dot{I}_{b1} + \dot{I}_{b2} = \\ &= -V\sqrt{3}\dot{I}_{a1}e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3}\dot{I}_{a2}e^{-j\frac{\pi}{6}}; \\ \dot{I}_{Bl} &= \dot{I}_B - \dot{I}_C = -\dot{I}_b + \dot{I}_c = -\dot{I}_{b1} - \dot{I}_{b2} + \dot{I}_{c1} + \dot{I}_{c2} = \\ &= -V\sqrt{3}\dot{I}_{b1}e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3}\dot{I}_{b2}e^{-j\frac{\pi}{6}}; \\ \dot{I}_{Cl} &= \dot{I}_C - \dot{I}_A = -\dot{I}_{c1} - \dot{I}_{c2} + \dot{I}_{a1} + \dot{I}_{a2} = \\ &= -V\sqrt{3}\dot{I}_{c1}e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3}\dot{I}_{c2}e^{-j\frac{\pi}{6}}. \end{aligned} \right\} \quad (19-11)$$

Tensiones secundarias de fase:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_a &= -\dot{U}_{CA} + \dot{I}_A Z_{c..c} = -\dot{U}_{cA} - \dot{I}_a Z_{c..c}; \\ \dot{U}_b &= -\dot{U}_{AB} + \dot{I}_B Z_{c..c} = -\dot{U}_{AB} - \dot{I}_b Z_{c..c}; \\ \dot{U}_c &= -\dot{U}_{BC} + \dot{I}_C Z_{c..c} = -\dot{U}_{BC} - \dot{I}_c Z_{c..c}. \end{aligned} \right\} \quad (19-12)$$

Las tensiones secundarias de línea son iguales a la diferencia geométrica de las tensiones de fase y en virtud de las ecuaciones (19-11) y (19-12) constituyen:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{ab} &= \dot{U}_a - \dot{U}_b = -(\dot{U}_{cA} - \dot{U}_{AB}) - (\dot{I}_a - \dot{I}_b) Z_{c..c} = \\ &= \dot{U}'_{ab} - V\sqrt{3}\dot{I}_{a1}Z_{c..c}e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3}\dot{I}_{a2}Z_{c..c}e^{-j\frac{\pi}{6}}; \\ \dot{U}_{bc} &= \dot{U}_b - \dot{U}_c = -(\dot{U}_{AB} - \dot{U}_{BC}) - (\dot{I}_b - \dot{I}_c) Z_{c..c} = \\ &= \dot{U}'_{bc} - V\sqrt{3}\dot{I}_{b1}Z_{c..c}e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3}\dot{I}_{b2}Z_{c..c}e^{-j\frac{\pi}{6}}; \\ \dot{U}_{ca} &= \dot{U}_c - \dot{U}_a = -(\dot{U}_{BC} - \dot{U}_{cA}) - (\dot{I}_c - \dot{I}_a) Z_{c..c} = \\ &= \dot{U}'_{ca} - V\sqrt{3}\dot{I}_{c1}Z_{c..c}e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3}\dot{I}_{c2}Z_{c..c}e^{-j\frac{\pi}{6}}, \end{aligned} \right\} \quad (19-13)$$

donde  $\dot{U}'_{ab}$ ,  $\dot{U}'_{bc}$  y  $\dot{U}'_{ca}$  son las tensiones de línea en vacío del circuito secundario.

En la fig. 19-4 está representado el diagrama de tensiones para el caso de carga inductiva de un brazo del circuito secundario de un transformador en el que la fase  $a$  queda sin carga y por las fases  $b$  y  $c$  circula una corriente de carga monofásica. En este caso la estrella

de tensiones de línea sufre una distorsión notable, pero, debido a la ausencia de corrientes de secuencia cero, no tiene lugar el desplazamiento del punto neutro.

### 19-6. Carga disimétrica de un transformador trifásico con los devanados conectados en Y/Y y con el neutro desconectado de la tierra

Conectemos las fases  $b-c$  del circuito secundario a una carga con resistencia  $Z_{red}$  mediante un interruptor  $Int_2$  estando el interruptor

$Int_1$  desconectado (fig. 19-5) y con la fase  $a$  abierta. Entonces, como el punto neutro está desconectado del circuito exterior, obtendremos la conexión en Y/Y con el neutro desconectado de la tierra. En este

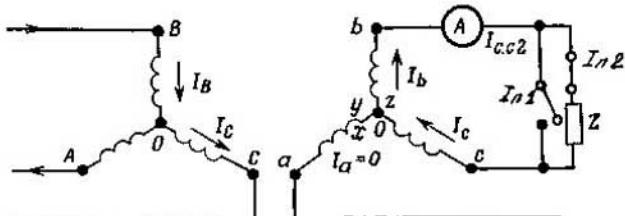


Fig. 19-5. Carga y cortocircuito en dos fases del transformador con conexión de los devanados en Y/Y

caso  $I_a = -I_A = 0$ ,  $I_b = -I_B$  e  $I_c = -I_C$ . Para simplificar, supongamos que la carga exterior  $Z_{red}$  es activa, entonces la corriente  $I_B$  coincidirá con la tensión de línea  $\dot{U}_{bc} = \overline{BC}$  (fig. 19-6). Ya que la corriente de

secuencia cero  $I_0 = 0$ , el punto neutro del sistema no se desplaza, por eso los potenciales de los puntos  $A$ ,  $B$  y  $C$  están dados y, por consiguiente, las tensiones primarias de fase en condiciones de carga no varían. En el caso dado las tensiones secundarias de fase y de línea se pueden obtener sin descomponer el sistema asimétrico de corriente bifásica en sus componentes simétricas. Para esto hay que sumar el vector de tensión de fase  $\overline{OB}$  con el vector de tensiones  $-I_B r_{cc}$  y  $-j I_B x_{cc}$ , y el vector  $\overline{OC}$ , con los vectores  $-I_C r_{cc}$  y  $-j I_C x_{cc}$  y obtener así un nuevo valor

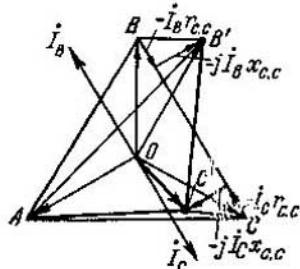


Fig. 19-6. Diagrama de tensiones con carga de dos fases del transformador

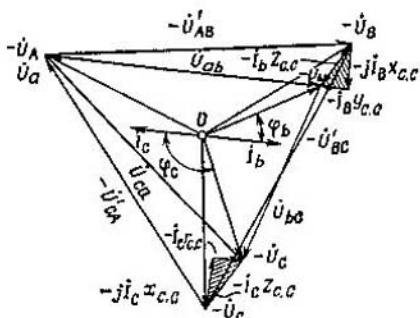


Fig. 19-4. Diagrama de tensiones del transformador trifásico con carga inducitiva en un brazo

del vector de tensión secundaria de línea  $\overline{C'B'}$  (fig. 19-6). En el caso en cuestión la tensión de fase  $\dot{U}_B$  crece, mientras que la tensión de fase  $\dot{U}_C$  disminuye. Si  $i_B = i_n$  la variación de las tensiones queda entre los límites de unas centésimas.

**19-7. Carga disimétrica de un transformador trifásico con el hilo neutro puesto a tierra y con los devanados conectados en Y/Y<sub>n</sub>**

Analicemos el caso de un transformador con carga disimétrica y con los devanados conectados en Y/Y<sub>n</sub>-12, que pertenece a los transformadores de distribución con neutro puesto a tierra y cargado de corriente en el lado secundario (fig. 19-7), por lo cual al circuito secundario pueden pasar corrientes de secuencia no sólo positiva y negativa sino también de cero.

En este caso, para las corrientes del sistema secundario tenemos:

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_a &= \dot{I}_{a1} + \dot{I}_{a2} + \dot{I}_{ao} = \dot{I}'_a + \dot{I}_{ao}; \\ \dot{I}_b &= \dot{I}_{b1} + \dot{I}_{b2} + \dot{I}_{bo} = \dot{I}'_b + \dot{I}_{bo} = \\ &= \dot{I}_{a1} e^{j \frac{4\pi}{3}} + \dot{I}_{a2} e^{j \frac{2\pi}{3}} + \dot{I}_{ao}; \\ \dot{I}_c &= \dot{I}_{c1} + \dot{I}_{c2} + \dot{I}_{co} = \dot{I}'_c + \dot{I}_{co} = \\ &= \dot{I}_{a1} e^{j \frac{2\pi}{3}} + \dot{I}_{a2} e^{j \frac{4\pi}{3}} + \dot{I}_{ao}, \end{aligned} \right\} \quad (19-14)$$

donde  $\dot{I}'_a$ ,  $\dot{I}'_b$  y  $\dot{I}'_c$  son las sumas geométricas de las corrientes de secuencia positiva y negativa de las respectivas fases. Sumando las ecuaciones (19-14) obtenemos:

$$\dot{I}_a + \dot{I}_b + \dot{I}_c = 3\dot{I}_{ao}. \quad (19-15)$$

Para el circuito secundario, de acuerdo con la primera ley de Kirchhoff, teniendo en cuenta la ecuación (19-15), tenemos:

$$\dot{I}_a + \dot{I}_b + \dot{I}_c + \dot{I}_z = \dot{I}_a + \dot{I}_b + \dot{I}_c - 3\dot{I}_{ao} = 0, \quad (19-16)$$

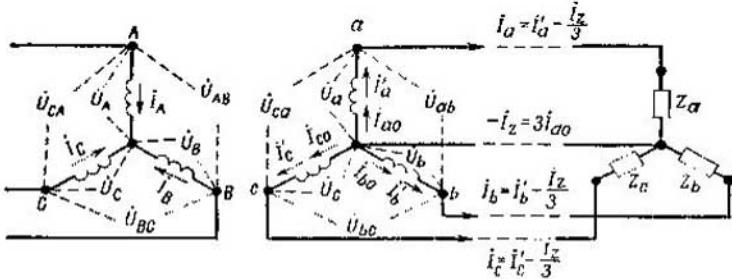


Fig. 19-7. Circuito de carga asimétrica del transformador con hilo neutro

donde  $\dot{I}_z$  es la corriente en el hilo neutro. Por consiguiente,

$$\dot{I}_{a0} = -\dot{I}_z/3. \quad (19-17)$$

Para el circuito primario

$$\dot{I}_A + \dot{I}_B + \dot{I}_C = 0. \quad (19-18)$$

Para las f. m. resultantes de los circuitos  $a-b$  y  $b-c$  compuestos por las columnas extremas y media, despreciando la corriente magnetizante, se puede escribir la ecuación:

$$\dot{I}_A + \dot{I}_a - \dot{I}_B - \dot{I}_b = 0 \text{ e } \dot{I}_B + \dot{I}_b - \dot{I}_C - \dot{I}_c = 0,$$

de donde

$$\dot{I}_A + \dot{I}_a = \dot{I}_B + \dot{I}_b = \dot{I}_C + \dot{I}_c. \quad (19-19)$$

Sumando las ecuaciones (19-16) y (19-18) y teniendo en cuenta la ecuación (19-19), obtenemos:

$$3(\dot{I}_A + \dot{I}_a) - 3\dot{I}_{a0} = 0,$$

de donde

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_A &= -\dot{I}_a + \dot{I}_{a0} = -\dot{I}_{a1} - \dot{I}_{a2} - \dot{I}_{a0} + \dot{I}_{a0} = \\ &= -\dot{I}_{a1} - \dot{I}_{a2} = -\dot{I}'_a; \\ \dot{I}_B &= -\dot{I}_b + \dot{I}_{b0} = -\dot{I}_{b1} - \dot{I}_{b2} = -\dot{I}'_b; \\ \dot{I}_C &= -\dot{I}_c + \dot{I}_{c0} = -\dot{I}_{c1} - \dot{I}_{c2} = -\dot{I}'_c; \end{aligned} \right\} \quad (19-20)$$

De aquí se deduce que el sistema secundario de corrientes puede ser descompuesto en dos sistemas: el primero

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}'_a &= \dot{I}_a - \dot{I}_{a0} = \dot{I}_a + \frac{\dot{I}_z}{3}; \\ \dot{I}'_b &= \dot{I}_b - \dot{I}_{b0} = \dot{I}_b + \frac{\dot{I}_z}{3}; \\ \dot{I}'_c &= \dot{I}_c - \dot{I}_{c0} = \dot{I}_c + \frac{\dot{I}_z}{3}, \end{aligned} \right\} \quad (19-21)$$

para el cual es real la relación

$$\dot{I}'_a + \dot{I}'_b + \dot{I}'_c = 0, \quad (19-22)$$

y el segundo, el sistema de corrientes de secuencia cero

$$\dot{I}_{a0} = -\dot{I}_z/3; \quad \dot{I}_{b0} = -\dot{I}_z/3; \quad \dot{I}_{c0} = -\dot{I}_z/3.$$

Al conectar el devanado primario en estrella, las componentes de secuencia cero  $\dot{I}_{0a}$  no se equilibran por la f.m. primaria y, por tanto, los flujos  $\Phi_0$  engendrados por ellas en un transformador de núcleo con sistema magnéticamente acoplado deben cerrarse desde una cubata a otra a través del espacio circundante y el cuerpo de la cuba (fig. 19-8).

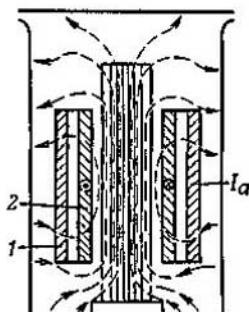


Fig. 19-8. Representación del campo producido por la corriente de secuencia cero

Para las tensiones de fase tenemos

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_a &= -\dot{U}_A - i_{a1}Z_1 - i_{a2}Z_2 - i_{a0}Z_0 = \\ &= -\dot{U}_A - i'_{a1}Z_{c.c} - i_{a0}Z_0; \\ \dot{U}_b &= -\dot{U}_B - i_{b1}Z_1 - i_{b2}Z_2 - i_{b0}Z_0 = \\ &= -\dot{U}_B - i'_{b1}Z_{c.c} - i_{b0}Z_0; \\ \dot{U}_c &= -\dot{U}_C - i_{c1}Z_1 - i_{c2}Z_2 - i_{c0}Z_0 = \\ &= -\dot{U}_C - i'_{c1}Z_{c.c} - i_{c0}Z_0. \end{aligned} \right\} \quad (19-23)$$

Para las tensiones de línea

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{ab} &= \dot{U}_a - \dot{U}_b = -\dot{U}_{AB} - (i'_{a1} - i'_{b1})Z_{c.c} = \\ &= -\dot{U}_{AB} - V\sqrt{3} i_{a1}Z_{c.c} e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3} i_{a2}Z_{c.c} e^{-j\frac{\pi}{6}}; \\ \dot{U}_{bc} &= \dot{U}_b - \dot{U}_c = -\dot{U}_{BC} - (i'_{b1} - i'_{c1})Z_{c.c} = \\ &= -\dot{U}_{BC} - V\sqrt{3} i_{b1}Z_{c.c} e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3} i_{b2}Z_{c.c} e^{-j\frac{\pi}{6}}; \\ \dot{U}_{ca} &= \dot{U}_c - \dot{U}_a = -\dot{U}_{CA} - (i'_{c1} - i'_{a1})Z_{c.c} = \\ &= -\dot{U}_{CA} - V\sqrt{3} i_{c1}Z_{c.c} e^{+j\frac{\pi}{6}} - V\sqrt{3} i_{c2}Z_{c.c} e^{-j\frac{\pi}{6}}. \end{aligned} \right\} \quad (19-24)$$

A diferencia del caso analizado de  $\Delta/Y-11$ , aquí es necesario efectuar el trazado del diagrama de tensiones teniendo en cuenta las caídas de tensión por las corrientes de secuencia cero, para lo cual se puede hacer uso del método del diagrama coincidente. En estos trazados se toman como vectores de referencia los vectores de secuencia positiva para cada fase, y con respecto a éstos se disponen los vectores de secuencia negativa y de cero. Aquí es fácil de ver que al hacer coincidir los vectores de secuencia positiva, los vectores de secuencia nega-

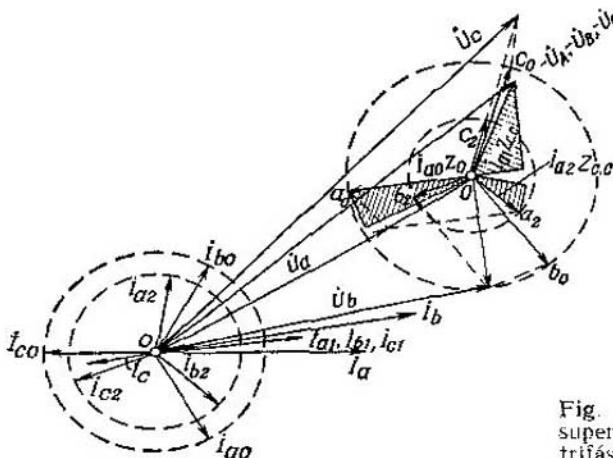


Fig. 19-9. Diagrama vectorial superpuesto del transformador trifásico con carga disimétrica

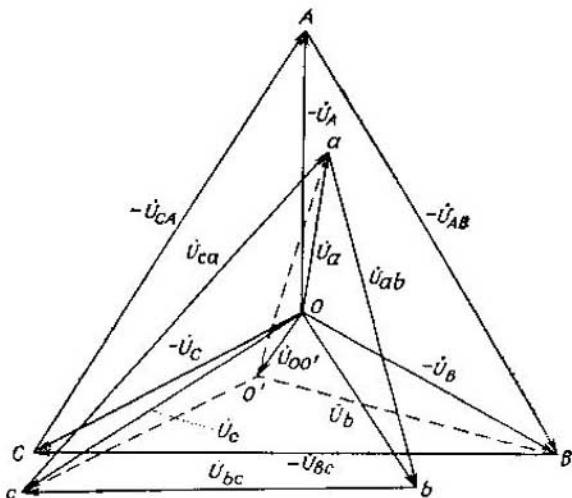


Fig. 19-10. Diagrama vectorial real de tensiones del transformador trifásico con carga disimétrica correspondiente a la figura 19-9.

tiva se disponen en orden de secuencia positiva, y los vectores de secuencia cero, en orden de secuencia negativa (fig. 19-9).

En el diagrama coincidente las caídas de tensión  $I_{a1}Z_{c.c}$ ,  $I_{b1}Z_{c.c}$  y  $I_{c1}Z_{c.c}$  coincidirán y se añadirán a éstas las caídas de tensión  $I_{a2}Z_{c.c}$ ,  $I_{b2}Z_{c.c}$ ,  $I_{c2}Z_{c.c}$  y  $I_{a0}Z_0$ ,  $I_{b0}Z_0$ ,  $I_{c0}Z_0$ . Para esto agregamos al final del vector  $I_{a1}Z_{c.c}$  las caídas de tensión  $I_{a2}Z_{c.c}$  y  $I_{a0}Z_0$ , luego trazamos circunferencias con radios iguales a las respectivas caídas de tensión y disponemos en ellas los finales de los vectores  $I_{b2}Z_{c.c}$  y  $I_{c2}Z_{c.c}$  en orden de secuencia positiva, y los finales de los vectores  $I_{b0}Z_0$  y  $I_{c0}Z_0$ , en orden de secuencia negativa. A continuación, trazamos las sumas geométricas  $I_{a2}Z_{c.c} + I_{a0}Z_0$ ,  $I_{b2}Z_{c.c} + I_{b0}Z_0$  y  $I_{c2}Z_{c.c} + I_{c0}Z_0$ ; después, uniendo los nuevos finales obtenidos de estos vectores con el origen de coordenadas, se pueden determinar los vectores de tensiones de fase  $U_a$ ,  $U_b$  y  $U_c$ . Girando el vector  $U_b$   $120^\circ$  hacia la derecha y el vector  $U_c$   $120^\circ$  hacia la izquierda, obtenemos el diagrama real de tensiones (fig. 19-10) con cuya ayuda se pueden también determinar fácilmente los vectores de tensiones de línea  $U_{ab}$ ,  $U_{bc}$  y  $U_{ca}$ .

Las caídas de tensión por las corrientes de secuencia cero que coinciden en fase cuando la carga es disimétrica, aumentan aún más la asimetría de las tensiones secundarias del transformador; además tiene lugar un desplazamiento del punto neutro equivalente a la caída de tensión por las corrientes de secuencia cero  $\overline{OO'}$ :

$$U_{OO'} = I_{a0}Z_0 = I_{b0}Z_0 = I_{c0}Z_0.$$

19-8. Cortocircuito de dos fases del transformador trifásico con conexión de los devanados en Y/Y<sub>0</sub>

Cuando el límite de la resistencia exterior es  $Z_{\text{red}}=0$  (en la fig. 19-5 el interruptor  $Int_1$  está conectado), surge el caso de cortocircuito bifásico en un transformador con los devanados conectados en Y/Y. Todos los sistemas de corrientes están determinados por la impedancia en cortocircuito trifásico  $Z_{\text{c.c.}}=r_{\text{c.c.}}+jx_{\text{c.c.}}$ . Para simplificar, adoptamos que  $r_{\text{c.c.}}=0$  y que, por consiguiente, la corriente  $\dot{I}_B$  está desfasada  $90^\circ$  con respecto a la tensión  $\dot{U}_{BC}=\overline{BC}$  (fig. 19-11, a). Aplicando las fórmulas (19-8a), (19-8b) y (19-8c) descomponemos el sistema asimétrico de corriente  $\dot{I}_B=-\dot{I}_C$  (siendo  $\dot{I}_A=0$ ) en sistemas de corrientes positivo y negativo  $\dot{I}_{A1}, \dot{I}_{B1}, \dot{I}_{C1}$  y  $\dot{I}_{A2}, \dot{I}_{B2}, \dot{I}_{C2}$  (fig. 19-11, b, c). De acuerdo con (19-8a), (19-8b), (19-5c) y (19-5d) hallamos:

$$\dot{I}_{B1} = \frac{1}{3} (\dot{I}_B + a\dot{I}_C) = \frac{\dot{I}_B}{3} (1 - a) = \frac{\dot{I}_B}{\sqrt{3}} e^{-j\frac{\pi}{6}}; \quad (19-25a)$$

$$\dot{I}_{B2} = \frac{1}{3} (\dot{I}_B + a^2\dot{I}_C) = \frac{\dot{I}_B}{3} (1 - a^2) = \frac{\dot{I}_B}{\sqrt{3}} e^{+j\frac{\pi}{6}}; \quad (19-25b)$$

$$\dot{I}_{C1} = \frac{1}{3} (\dot{I}_C + a^2\dot{I}_B) = \frac{\dot{I}_C}{3} (1 - a^2) = \frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}} e^{+j\frac{\pi}{6}}; \quad (19-26a)$$

$$\dot{I}_{C2} = \frac{1}{3} (\dot{I}_C + a\dot{I}_B) = \frac{\dot{I}_C}{3} (1 - a) = \frac{\dot{I}_C}{\sqrt{3}} e^{-j\frac{\pi}{6}}. \quad (19-26b)$$

Cada una de estas corrientes crea su respectiva f. e. m. de dispersión que está desfasada en  $90^\circ$  de su corriente.

La corriente  $\dot{I}_{B1}$  engendra la f. e. m.  $-j\dot{I}_{B1}x_{\text{c.c.}}=\overline{Bb}$  que está en oposición de fase con la tensión  $\dot{U}_B$ ; la corriente  $\dot{I}_{B2}$  produce la f. e. m.  $-j\dot{I}_{B2}x_{\text{c.c.}}$  de igual valor que la tensión  $Bb$  y adelantada de ésta en un ángulo de  $60^\circ$  correspondientemente al ángulo de  $60^\circ$  entre los vectores  $\dot{I}_{B1}$  y  $\dot{I}_{B2}$ . Por eso, el triángulo de tensiones  $BbK$  es isósceles con el ángulo  $\angle BbK=120^\circ$ , y el triángulo  $ObK$  es equilátero. Así,

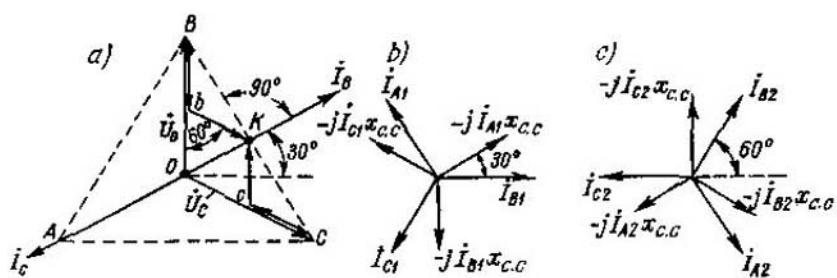


Fig. 19-11. Diagrama de cortocircuito de dos fases del transformador

$Bb = OB/2 = U_{tas}/2$  y, por consiguiente,

$$\overline{Bb} = \bar{i}_{B1} x_{c.c} = \frac{\bar{i}_p}{\sqrt{3}} x_{c.c} = \frac{U_t}{2},$$

de donde

$$\bar{i}_B = \bar{i}_{c.c1} = \frac{U_t \sqrt{3}}{2x_{c.c}}. \quad (19-27)$$

En los transformadores con sistema magnético desacoplado no se utiliza la conexión Y/Y, debido a la aparición de un tercer armónico considerable en los flujos magnéticos.

### 19-9. Cortocircuito de una fase del transformador trifásico con devanados conectados en Y/Y<sub>0</sub>

Supongamos que la fase  $a$  está cortocircuitada, y las fases  $c$  y  $b$  están abiertas (fig. 19-12). De acuerdo con esto tenemos un sistema asimétrico de corrientes secundarias:  $\bar{i}_a = \bar{i}_{c.c1}$ ,  $\bar{i}_b = 0$  y  $\bar{i}_c = 0$ .

Para simplificar supongamos que  $r_{c.c} = 0$  y que, por consiguiente, la corriente  $\bar{i}_{c.c1}$  está retrasada de  $\bar{U}_a$  en  $90^\circ$  (fig. 19-13).

Aplicando las fórmulas (19-8a), (19-8b) y (19-8c) descompongamos el sistema asimétrico de corrientes secundarias en tres sistemas simétricos: de secuencia positiva  $\bar{i}_{a1}$ ,  $\bar{i}_{b1}$ ,  $\bar{i}_{c1}$ , negativa  $\bar{i}_{a2}$ ,  $\bar{i}_{b2}$ ,  $\bar{i}_{c2}$  y de cero  $\bar{i}_{a0}$ ,  $\bar{i}_{b0}$ ,  $\bar{i}_{c0}$  (fig. 19-14). El valor de cada corriente de cualquier sistema es igual a  $\bar{i}_{c.c1}/3$ .

A los sistemas de corrientes de secuencia positiva y negativa en el devanado secundario les corresponden los mismos sistemas de corrientes en el devanado primario. Pero, en el devanado primario no existe el sistema de corrientes cero puesto que este devanado no tiene punto neutro sacado. Como es sabido, en este caso  $\bar{i}_A + \bar{i}_B + \bar{i}_C = 0$  y, por consiguiente (véase la fórmula (19-8c)).

$$\bar{i}_{A0} = \frac{1}{3} (\bar{i}_A + \bar{i}_B + \bar{i}_C) = 0.$$

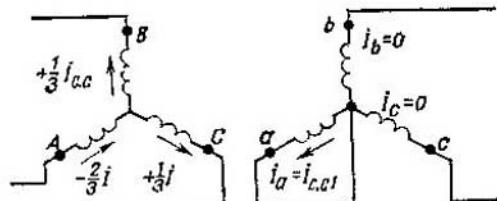


Fig. 19-12. Cortocircuito en una fase con devanados conectados en Y/Y<sub>0</sub> — 12

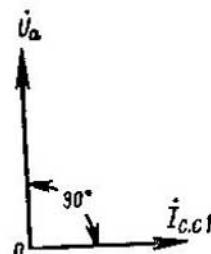


Fig. 19-13. Corriente de cortocircuito en una fase para  $r_{c.c} = 0$

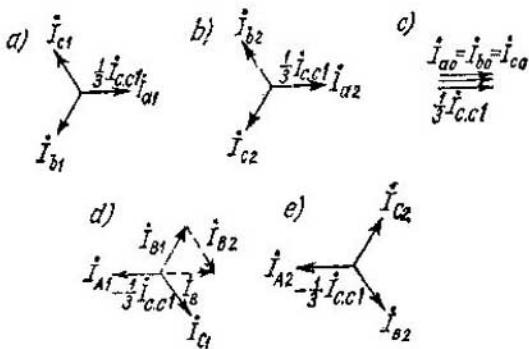


Fig. 19-14. Descomposición de la corriente de cortocircuito en una fase con devanados conectados en Y/Y — 12

Así pues, el cortocircuito de una fase de un transformador con conexión en  $Y/Y_0$  se puede considerar como el resultado de la superposición de los tres regímenes siguientes: dos regímenes simétricos de cortocircuito trifásico de los sistemas de corrientes positivo y negativo y un régimen de corriente monofásica en el devanado secundario.

Los sistemas de corrientes positivo y negativo forman sistemas trifásicos normales, entre los límites de cada cual las f. m. primaria y secundaria están equilibradas recíprocamente. Por eso, las corrientes primaria y secundaria están representadas en las figs. 19-14, a, d y 19-14 b, e en oposición de fase y son de igual magnitud ya que, según la condición, el devanado secundario está reducido al primario.

Sumando geométricamente las corrientes de secuencia positiva y negativa en las fases del primario (la adición de las corrientes  $i_{B1}$  y  $i_{B2}$  en la fase B se muestra en la fig. 19-14, d con línea de trazos) obtenemos:

$$I_A = I_{A1} + I_{A2} = -\frac{2}{3} I_{c.c.1}; \quad (19-28)$$

$$I_B = I_{B1} + I_{B2} = \frac{1}{3} I_{c.c.1}; \quad (19-29)$$

$$I_C = I_{C1} + I_{C2} = \frac{1}{3} I_{c.c.1}. \quad (19-30)$$

Los dos sistemas trifásicos de corrientes tienen el mismo circuito equivalente con una impedancia en cortocircuito  $Z_{c.c.} = Z_1 + Z_2$  (fig. 19-15) análogo al circuito equivalente de la fig. 17-3. Esto se explica porque el transformador es un aparato en el cual, en contradicción con las máquinas eléctricas giratorias, el orden de sucesión de las fases  $A - B - C$  o  $A - C - B$  no tiene importancia.

Las corrientes del sistema cero  $I_{a0}$ ,  $I_{b0}$  y  $I_{c0}$ , que sólo circulan por el devanado secundario, son de igual valor y coinciden en fase; por consiguiente, todas ellas deben fluir por este devanado en una misma

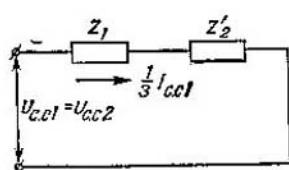


Fig. 19-15. Circuito equivalente para corrientes de secuencia positiva y negativa

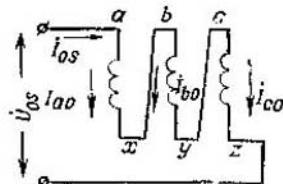


Fig. 19-16. Corrientes de secuencia de cero

dirección, es decir, desde el origen de los devanados de fase hacia sus finales, o en sentido contrario. Por lo tanto, uno se puede imaginar que los devanados de fase secundarios están conectados en serie según el esquema  $(a-x) - (b-y) - (c-z)$  y forman un circuito por el que circula la corriente  $I_{so} = I_{ao} = I_{bo} = I_{co} = I_{c.c1}/3$  de la fuente de corriente monofásica de frecuencia nominal con tensión  $I_{so}$  (fig. 19-16).

Según este esquema tenemos:

$$I_{so} = \frac{U_{so}}{3Z_{so}}, \quad (19-31)$$

donde  $Z_{so} = r_{so} + jx_{so}$  es la impedancia de secuencia cero.

Al pasar por los devanados, la corriente  $I_{so} = I_{c.c1}/3$  crea tres f. m.  $\dot{F}_{so} = I_{so} w_1 = \frac{1}{3} I_{c.c1} w_1$  iguales de valor y coincidentes en fase. El efecto de esta f. m. depende totalmente de la estructura del sistema magnético del transformador. En un transformador de tres columnas las f. m.  $F_{so}$ , estando dirigidas en las tres columnas en una misma dirección (en la fig. 19-17 todas las f. m.  $F_{so}$  están dirigidas hacia arriba),

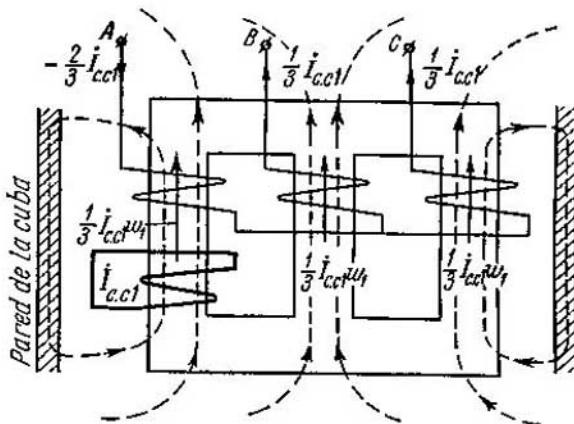


Fig. 19-17. Flujo de una fase en el transformador de tres columnas con devanados conectados en  $Y/Y_0$

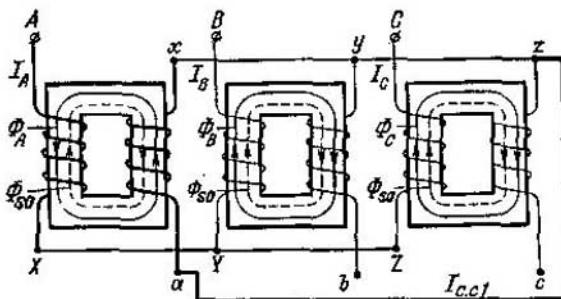


Fig. 19-18. Flujo de una fase en el transformador de un grupo con conexión de los devanados en  $Y/Y_0$

actúan por el circuito de cada par de columnas en dirección contraria, creando así el flujo monofásico  $\Phi_{so}$  que se cierra de una culata a otra por el medio circundante del transformador (líneas de trazo fino en la fig. 19-17).

Puesto que la reluctancia de este medio es grande, para el valor dado de la corriente  $I_{so}$ , el flujo  $\Phi_{so}$  es relativamente pequeño. Por el contrario, en el transformador de un grupo el flujo  $\Phi_{so}$  se cierra por el núcleo de cada uno de los transformadores monofásicos, es decir, por el camino del flujo principal (fig. 19-18); por eso, incluso una corriente muy pequeña  $I_{so}$ , del orden de la corriente en vacío, engendra un flujo  $\Phi_{so}$  que por su magnitud es commensurable con el flujo principal del transformador.

Para demostrar el efecto del flujo  $\Phi_{so}$  trazamos un diagrama (fig. 19-19). Aquí  $ABC$  es el triángulo de tensiones primarias de línea  $\dot{U}_{AB} = \overline{AB}$ ,  $\dot{U}_{BC} = \overline{BC}$  y  $\dot{U}_{CA} = \overline{CA}$ ; el punto  $O$  es el punto neutro de los dos devanados;  $\overline{OA} = \dot{U}_A$ ,  $\overline{OB} = \dot{U}_B$  y  $\overline{OC} = \dot{U}_C$  son las tensiones de fase cuando la carga es simétrica.

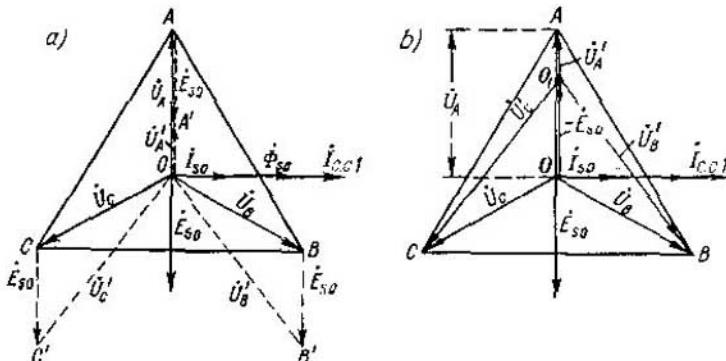


Fig. 19-19. Efecto del flujo de una fase  $\Phi_{so}$  cuando los devanados están conectados en  $Y/Y_0$

Puesto que según los datos el transformador se alimenta de una red de potencia infinita, los potenciales de los puntos  $A$ ,  $B$  y  $C$  están dados y no dependen del régimen de funcionamiento del transformador.

La corriente  $\dot{I}_{c,1}$  y, por lo tanto, la corriente  $\dot{I}_{s0} = \frac{1}{\beta}(\dot{I}_{c,1})$  están retrasadas  $90^\circ$  ( $r_{c,c}=0$ ) con respecto a la tensión  $\dot{U}_A$  de la fase cortocircuitada. El flujo  $\Phi_{s0}$ , creado por la f. m.  $\dot{I}_{s0}\omega_1 = \frac{1}{\beta}(\dot{I}_{c,1}\omega_1)$ , coincide en fase con la corriente  $\dot{I}_{c,1}$  e induce en cada devanado de fase del transformador una f. e. m.  $\dot{E}_{s0}$  retrasada del flujo  $\Phi_{s0}$  en  $90^\circ$ . Sumándose con las tensiones  $\dot{U}_A$ ,  $\dot{U}_B$ ,  $\dot{U}_C$  la f. e. m.  $\dot{E}_{s0}$  tiende a variar los potenciales de los puntos  $A$ ,  $B$  y  $C$  del modo representado en la fig. 19-19, *a* con líneas de trazos. Pero, como habíamos indicado anteriormente, los potenciales de estos puntos están dados. Por eso, el efecto de la f. e. m.  $\dot{E}_{s0}$  consiste en desplazar el punto neutro en la magnitud de la f. e. m. —  $\dot{E}_{s0}$  (fig. 19-19, *b*). Aquí se ve que  $\dot{E}_{s0}$  disminuye la tensión de fase del devanado  $A$  cortocircuitado y aumenta las tensiones de fase de los otros dos devanados. En este caso, en un transformador de tres columnas con sistema magnético acoplado, el desplazamiento del punto neutro está limitado (fig. 19-19, *b*) de acuerdo con el valor limitado del flujo  $\Phi_{s0}$  (véase la fig. 19-17). Por lo contrario, en los transformadores que tienen sistemas magnéticos independientes: acorazados, de cinco columnas, de un grupo, el flujo  $\Phi_{s0}$  alcanza valores que son commensurables con el valor del flujo principal  $\Phi$  incluso cuando los valores de la corriente son  $I_{s0} \approx I_0$ , es decir, cuando la simetría de la carga es mínima. En este caso el punto neutro en la fig. 19-19, *b* prácticamente coincide con el punto  $A$ , conforme a lo cual tenemos las tensiones de fase de los devanados:  $\dot{U}'_A = 0$  y  $\dot{U}'_B - \dot{U}'_C = -\dot{U}_j$ . Tal distorsión de las tensiones de fase es intolerable y por eso los transformadores con sistema magnético independiente no se utilizan para la conexión de los devanados en  $Y/Y_0$ .

#### 19-10. Diagrama de un transformador trifásico con una fase en cortocircuito y con conexión de los devanados en $Y/Y_0$

Para trazar este diagrama, despreciaremos, lo mismo que antes, las resistencias activas. En este caso,  $Z_{c,c} = jx_{c,c}$  y  $Z_{s0} = jx_{s0}$ .

Este diagrama está trazado en la fig. 19-20, donde las tensiones de fase  $\dot{U}_A$ ,  $\dot{U}_B$  y  $\dot{U}_C$ , la corriente  $\dot{I}_{c,c}$  y la f. e. m.  $\dot{E}_{s0}$  están trazadas del mismo modo que en la fig. 19-19. Las corrientes de secuencia positiva y negativa producen las f. e. m. de dispersión  $-jI_{A1}x_{c,c}$ ,  $-jI_{A2}x_{c,c}$ , etc. representadas en la fig. 19-20, *b*, *c* respectivamente para cada corriente de fase.

Dado que la fase  $A$  está cortocircuitada, las f. e. m. que actúan en esta fase están recíprocamente equilibradas.

Por consiguiente,

$$\dot{U}_A + \dot{E}_{s0} - jI_{A1}x_{c,c} - jI_{A2}x_{c,c} = 0.$$

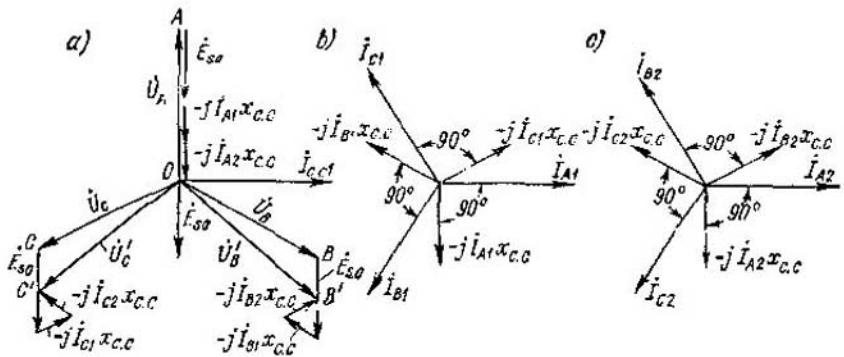


Fig. 19-20. Diagrama de cortocircuito de una fase para el transformador con conexión de los devanados en  $Y/Y_0$

Los devanados de fase  $B$  y  $C$  no están cortocircuitados. Por eso, en sus bornes existen las tensiones  $\dot{U}'_B$  y  $\dot{U}'_C$ , conforme a lo cual las ecuaciones de las f. e. m. para estos devanados se escriben en la forma siguiente:

$$\dot{U}_B + \dot{E}_{s0} - j\dot{I}_{B1}x_{c.c} - j\dot{I}_{B2}x_{c.c} = \dot{U}'_B$$

y

$$\dot{U}_C + \dot{E}_{s0} - j\dot{I}_{C1}x_{c.c} - j\dot{I}_{C2}x_{c.c} = \dot{U}'_C.$$

La suma geométrica de los vectores de f. e. m. correspondiente a las ecuaciones mencionadas está representada en la fig. 19-20, a (la escala de la f. e. m. de dispersión está reducida en dos veces aproximadamente).

Tomando en cuenta las resistencias activas de los devanados, para la fase  $A$  tenemos:

$$\dot{U}_A + \dot{E}_{s0} - \dot{I}_{A1}Z_{c.c} - \dot{I}_{A2}Z_{c.c} = 0. \quad (19-32)$$

La f. e. m.  $E_{s0}$  se determina por el esquema de la fig. 19-16, a saber:

$$\dot{E}_{s0} = \frac{1}{3} \dot{U}_{s0} = -\dot{I}_{s0}Z_{s0} = -\frac{1}{3} \dot{I}_{c.c1}Z_{s0}.$$

Además,  $\dot{I}_{A1} = \dot{I}_{A2} = \dot{I}_{c.c1}$ . Por consiguiente,

$$\dot{U}_A - \frac{1}{3} \dot{I}_{c.c1}Z_{s0} - \frac{1}{3} \dot{I}_{c.c1}Z_{c.c} - \frac{1}{3} \dot{I}_{c.c1}Z_{c.c} = 0,$$

de donde

$$\dot{I}_{c.c1} = \frac{3\dot{U}_A}{Z_{s0} + 2Z_{c.c}}. \quad (19-33)$$

Aquí  $\dot{U}_A = U_f = U_1/\sqrt{3}$ ; la impedancia  $Z_{c.c}$  se determina con ayuda del ensayo de cortocircuito, y para determinar  $Z_{s0}$  se necesita realizar un experimento especial.

### 19-11. Carga disimétrica de un transformador trifásico con conexión de los devanados en $\Delta/Y_0$ —11

Analicemos ahora el caso de una carga disimétrica del transformador con los devanados conectados en  $\Delta/Y_0$ —11, lo cual corresponde a un transformador elevador con el neutro puesto a tierra.

En este caso las corrientes de secuencia de cero que circulan en el circuito secundario transforman en el circuito primario las corrientes que coinciden en fase y que se cierran dentro del triángulo del circuito primario lo mismo que las corrientes del tercer armónico (fig. 19-21). Las corrientes de secuencia de cero que fluyen en los circuitos primario y secundario superarán la resistencia de cortocircuito  $Z_{c\text{ co}}$  menor que la  $Z_0$  que aparece cuando se conecta el devanado primario en estrella. Para el secundario serán válidas las ecuaciones (19-14) y (19-16) deducidas para el transformador con conexión en  $Y/Y_0$ —12. Para las tensiones de fase será válida la ecuación (19-23) en la cual en lugar de la magnitud  $Z_0$  figurará  $Z_{c\text{ co}}$ , y para las tensiones de línea se obtiene la ecuación (19-13) deducida para el transformador con los devanados conectados en  $\Delta/Y$ —11. El trazado del diagrama de tensiones cuando la carga es disimétrica es en principio el mismo que para un transformador con los devanados conectados en  $Y/Y_0$ —12, pero ya que  $Z_{c\text{ co}} < Z_0$ , la distorsión de la simetría de las tensiones secundarias, provocada por las corrientes de secuencia de cero, será menor, y desde este punto de vista el sistema  $\Delta/Y_0$  tiene en comparación con el sistema  $Y/Y_0$  mejores características.

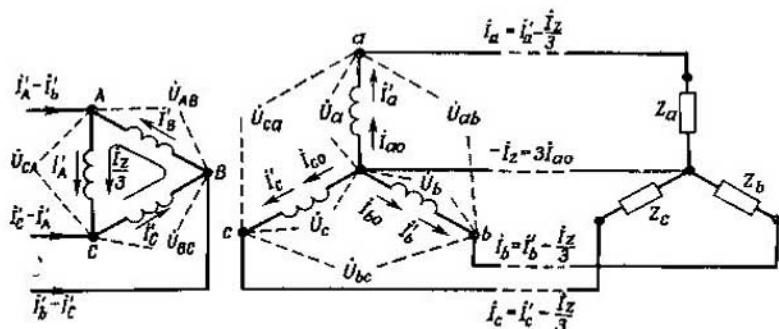


Fig. 19-21. Circuito de carga disimétrica de un transformador elevador con devanados conectados en  $\Delta/Y_0$ —11 y con neutro puesto a tierra

### 19-12. Transformador trifásico con devanados conectados en $\Delta/Y_0$ y con una fase en cortocircuito

En caso de funcionamiento del transformador para una carga monofásica, cuando los devanados están conectados en  $\Delta/Y_0$  (fig. 19-22), surgen en éste, lo mismo que con la conexión en  $Y/Y_0$ , una corriente

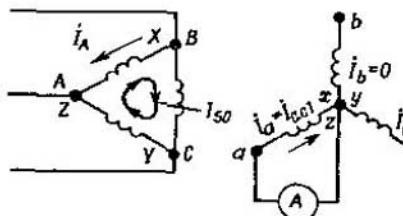


Fig. 19-22. Cortocircuito de una fase con devanados conectados en  $\Delta/Y_0$ .

de secuencia de cero  $I_{s0}$ . Pero, en el caso dado, la corriente  $I_{s0}$  no sólo existe por el lado del devanado secundario, sino que fluye también por el circuito del triángulo primario  $A - X - B - Y - C - Z$ . Así pues, en los dos devanados del transformador estando sus devanados conectados en  $\Delta/Y_0$ , circulan corrientes de *todas las tres secuencias*. Las f.

m. creadas por cada uno de estos sistemas de corrientes casi se equilibran recíprocamente, debido a lo cual el flujo monofásico  $\Phi_{s0}$  y el desplazamiento del punto neutro  $O$  creado por éste, aunque existen, son casi imperceptibles. Por eso  $I_A \approx I_a = I_c$ ,  $I_B \approx 0$ ,  $I_C \approx 0$ . Aquí las tensiones de fase se distorsionan mucho menos que en el sistema  $Y/Y_0$ . Esta deducción ya se hizo al estudiar las condiciones de funcionamiento de un transformador bajo carga (véase el § 19-5).

### 19-13. Determinación de la resistencia de secuencia de cero

Aquí sólo tendremos en cuenta el transformador de tres columnas por ser el único utilizado en los esquemas  $Y/Y_0$ . Para determinar la impedancia  $Z_{s0}$  de este transformador hay que conectar entre sí, en serie o en paralelo, todas las tres fases de los devanados de alta tensión o de baja tensión, el segundo devanado queda abierto (en la fig. 19-23 sólo se muestra la conexión en serie de las fases del devanado de baja tensión). Midiendo la tensión, la corriente y la potencia para una fase  $U_{s0f}$ ,  $I_{s0f}$  y  $P_{s0f}$  obtenemos:

$$Z_{s0} = U'_{s0f}/I_{s0f}; \quad (19-34)$$

$$r_{s0} = P_{s0f}/I_{s0f}^2; \quad (19-35)$$

y

$$x_{s0} = \sqrt{Z_{s0}^2 - r_{s0}^2}. \quad (19-36)$$

Los resultados experimentales demuestran que a) la componente inductiva de la resistencia cero  $x_{s0}$  es mucho mayor que la componente activa  $r_{s0}$ , así que  $Z_{s0} \approx x_{s0}$ ; b) sobre el valor de las resistencias  $x_{s0}$  y  $r_{s0}$  influye considerablemente la cuba del transformador en aceite en la que penetran las líneas del flujo  $\Phi_{s0}$  (véase la fig. 19-17); c) la resistencia  $Z_{s0}$  es mucho mayor que la impedancia  $Z_{c0}$  (en la fig. 19-20, a para mayor claridad no se observa la escala). Así, por ejemplo, durante la prueba de un transformador en aceite de 100 kVA de potencia,

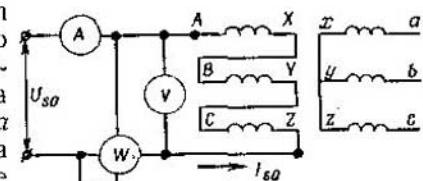


Fig. 19-23. Circuito para la determinación de  $Z_{s0}$ .

6300/220 V según el esquema de la fig. 19-23 fueron obtenidos los siguientes resultados: a) para el transformador extraído de la cuba,  $Z_{s0}=0,20\ \Omega$ ,  $r_{s0}=0,022\ \Omega$  y  $x_{s0}=0,199\ \Omega$ ; b) para el transformador sumergido en la cuba  $Z_{s0}=0,31\ \Omega$ ,  $r_{s0}=0,055\ \Omega$  y  $x_{s0}=0,30\ \Omega$ ; en este caso  $Z_{c,c}=0,028\ \Omega$ ;  $r_{c,c}=0,0127\ \Omega$  y  $x_{c,c}=0,0248\ \Omega$ .

#### 19-14. Funcionamiento del transformador trifásico con conexión en triángulo abierto

Para obtener una conexión en triángulo abierto basta con disponer de dos transformadores monofásicos y conectarlos a la red primaria del modo representado en la fig. 19-24,c. Comparemos las condiciones de funcionamiento de los grupos transformadores con conexión en triángulo cerrado y triángulo abierto. Supongamos que a) las tensiones de línea primarias  $U_{AB}$ ,  $U_{BC}$  y  $U_{CA}$  forman un sistema simétrico y no dependen de la carga del transformador; b) el secundario está reducido al primario; c) la corriente en vacío  $I_0=0$ ; d) con el triángulo cerrado (fig. 19-24, a) la carga está distribuida uniformemente y es activa; e) las caídas de tensión en el transformador por el momento no se toman en cuenta.

Entonces el diagrama de tensiones y corrientes cuando el triángulo está *cerrado* tiene la forma representada en la fig. 19-24,b. Aquí los vectores  $\dot{U}_{AB}$ ,  $\dot{U}_{BC}$  y  $\dot{U}_{CA}$  representan un sistema equilibrado de tensiones de línea primarias. Al mismo tiempo estos vectores reproducen también las tensiones de fase primarias  $\dot{U}_{AX}$ ,  $\dot{U}_{BY}$ ,  $\dot{U}_{CZ}$ . Cuando la carga es activa las corrientes de fase  $I_{AX}$ ,  $I_{BY}$ ,  $I_{CZ}$  coinciden con las respectivas tensiones de fase, mientras que las corrientes de línea representan la diferencia geométrica de dos corrientes de fase, a saber:  $I_B=I_{AX}-I_{BY}$ ,  $I_C=I_{BY}-I_{CZ}$  y  $I_A=I_{CZ}-I_{AX}$ . Esta misma representación de tensiones y corrientes tiene lugar también en el devanado y en el circuito secundarios.

Veamos ahora como varía el régimen de funcionamiento del transformador al abrir los triángulos primario y secundario (se ha eliminado la fase  $BY-by$ ). Puesto que según los datos las tensiones primarias de línea  $\dot{U}_{AB}$ ,  $\dot{U}_{BC}$  y  $\dot{U}_{CA}$  y respectivamente las tensiones de fase  $\dot{U}_{AX}$  y  $\dot{U}_{CZ}$  no varían, entonces según las condiciones de equilibrio de las f. e. m., no podrán variar las f. e. m. primarias de fase  $A-X$  y  $C-Z$  ni los flujos magnéticos necesarios para producir estas f. e. m. Cuando no hay caídas de tensión tenemos que  $\dot{U}'_{ab}=\dot{U}_{AB}$  y  $\dot{U}'_{ca}=\dot{U}_{CA}$ , es decir, las tensiones secundarias  $\dot{U}'_{ab}$  y  $\dot{U}'_{ca}$  tampoco varían de valor ni de fase. Dado que  $\dot{U}'_{ab}+\dot{U}'_{bc}+\dot{U}'_{ca}=0$  y, por consiguiente,  $\dot{U}'_{bc}=-(\dot{U}'_{ab}+\dot{U}'_{ca})$ , la tensión  $\dot{U}'_{bc}$ , así como las tensiones  $\dot{U}'_{ab}$  y  $\dot{U}'_{ca}$ , no sufrirán ningún cambio (fig. 19-24, d).

Así pues, si el circuito secundario tiene algunos receptores, entonces, cuando el triángulo está abierto y no hay caídas de tensión, estos

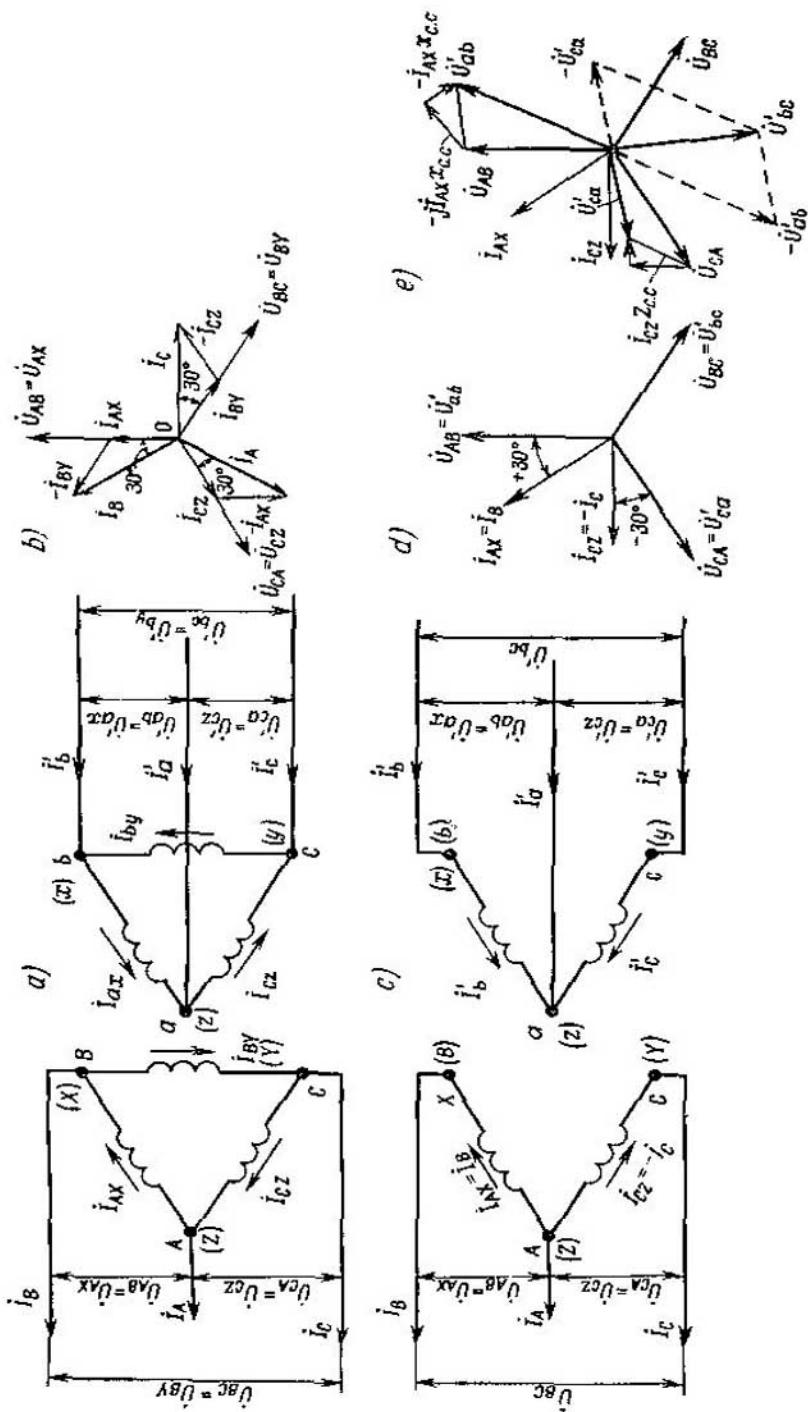


Fig. 19.24. Funcionamiento del transformador en triángulo abierto

seguirán bajo la misma tensión que en el caso de triángulo cerrado. Por lo tanto, las corrientes de línea secundarias y respectivamente las primarias quedan sin variar, pero las corrientes de fase varían tanto de valor como de fase. Comparando la distribución de las corrientes en los triángulos abierto y cerrado de las figs. 19-24, a y 19-24,c se ve que las corrientes  $I_{AX}$  en las fases A—X de los triángulos abierto y cerrado circulan en un mismo sentido, mientras que la corriente  $I_{CZ}$  en la fase C—Z del triángulo abierto cambia de signo con respecto a la corriente  $I_{CZ}$  en el triángulo cerrado. Por eso, en el triángulo abierto  $I_{AX}=I_B$  y  $I_{CZ}=-I_C$ , es decir, la corriente  $I_{AX}$  está adelantada  $30^\circ$  con respecto a la tensión  $U_{AB}$  mientras que la corriente  $I_{CZ}$  tiene un retraso de  $30^\circ$  respecto de la tensión  $U_{CA}$  (fig. 19-24, d). La potencia del sistema, de acuerdo con lo antedicho, queda sin variar, puesto que  $3U_f I_f = 2U_f I_f \sqrt{3} \cos 30^\circ$ . Pero en este caso los devanados del transformador, en el esquema con triángulo abierto, resultan sobre-cargados de corriente en  $\sqrt{3}$  veces. Para evitar el recalentamiento de los devanados es preciso reducir la carga de corriente en  $\sqrt{3}$  veces, o sea, hasta un  $100/\sqrt{3}=58\%$  de la corriente nominal del grupo transformador.

La asimetría de las corrientes de fase provoca cierta disimetría de las tensiones secundarias. Adicionando geométricamente los vectores de tensión  $U_{AB}$  y  $U_{CA}$  con sus respectivos vectores de f. e. m.  $I_{AX}Z_{c.c}$  e  $I_{CZ}Z_{c.c}$  obtenemos como resultado los vectores de tensiones secundarias  $U'_{ab}$  y  $U'_{cd}$  (fig. 19-24, e). La tensión  $U'_{bc}=-(U'_{ab}+U'_{cd})$ . La asimetría de las tensiones de línea secundarias que se obtiene depende de la magnitud y de la clase de carga y de los parámetros de cortocircuito, es decir, de la magnitud  $u_{c.c}$ . Para  $u_{c.c}=5,5\%$  el esquema del triángulo abierto da prácticamente tensiones simétricas hasta que todos los transformadores estén cargados con corriente nominal.

El funcionamiento del transformador de tres columnas con los triángulos primario y secundario abiertos no se distingue prácticamente del funcionamiento del grupo transformador que acabamos de estudiar.

El funcionamiento del transformador con triángulo abierto se utiliza en las líneas de transmisión al principio de su servicio, cuando aún están poco cargados o en caso de que alguno de los tres transformadores del grupo sufra alguna avería y que sea necesario el funcionamiento ininterrumpido de éstos con carga reducida. Además por el esquema de triángulo abierto se conectan los transformadores de medición.

## CAPÍTULO XX

### FUNCIONAMIENTO EN PARALELO DE LOS TRANSFORMADORES

#### 20-1. Condiciones del funcionamiento en paralelo de los transformadores

Si por razones técnicas o económicas es conveniente dividir la potencia total de los transformadores, entonces estos se conectan para el trabajo en paralelo.

Los transformadores conectados en paralelo funcionan perfectamente cuando se observan las siguientes condiciones:

1) las tensiones nominales primarias y correspondientemente las tensiones nominales secundarias de todos los transformadores que trabajan en paralelo deben ser iguales, es decir:

$$U_{11} = U_{12} = U_{13} = \dots = U_{1n} \quad (20-1)$$

y

$$U_{21} = U_{22} = U_{23} = \dots = U_{2n}. \quad (20-2)$$

Prácticamente la primera condición quiere decir que deben ser iguales las relaciones de transformación, o sea, que:

$$k_1 = k_2 = \dots = k_n; \quad (20-3)$$

2) los transformadores que funcionan en paralelo deben pertenecer a un mismo grupo;

3) las componentes activas e inductivas de la tensión de cortocircuito de todos los transformadores deben ser iguales, es decir:

$$u_{c.c.r1} = u_{c.c.r2} = \dots = u_{c.c.rn} \quad (20-4)$$

y

$$u_{c.c.r1} = u_{c.c.r2} = \dots = u_{c.c.rn}. \quad (20-5)$$

Prácticamente la tercera condición exige que las tensiones de cortocircuito sean iguales, es decir, que:

$$u_{c.c1} = u_{c.c2} = \dots = u_{c.c.n}. \quad (20-6)$$

Fig 20-1. Diagrama vectorial de transformadores que funcionan en las condiciones más favorables

Cuando los transformadores satisfacen todas las condiciones planteadas más arriba, los diagramas vectoriales de su funcionamiento bajo carga, trazados en unidades relativas, coinciden (fig. 20-1). En este caso todos los transformadores se cargan proporcionalmente a sus potencias nominales y las corrientes de carga de los transformadores se adicionan aritméticamente.

En la práctica debe cumplirse incondicionalmente sólo la segunda condición; las condiciones primera y tercera se cumplen con ciertas divergencias para las cuales es necesario establecer los límites prácticamente admisibles.

## 20-2. Funcionamiento en paralelo de transformadores con relaciones de transformación desiguales

### A. Funcionamiento en paralelo de dos transformadores en vacío.

Supongamos que dos transformadores 1 y 2 conectados en paralelo satisfacen las condiciones segunda y tercera, pero no satisfacen la primera, y además  $k_1 < k_2$ . Para aclarar la esencia de este fenómeno basta con analizar el funcionamiento en paralelo de los transformadores monofásicos, o bien, de las respectivas fases de dos transformadores trifásicos (fig. 20-2). Consideraremos que la tensión de la red primaria es igual a la tensión primaria nominal de cada transformador conectado en paralelo, es decir, que  $U_1 = U_{1n1} = U_{1n2}$ . Entonces

$$U_{21} = \frac{U_1}{k_1} > U_{22} = \frac{U_1}{k_2},$$

los vectores  $\dot{U}_{21} = \overline{OA}_1$  y  $\dot{U}_{22} = \overline{OA}_2$  coinciden en fase (fig. 20-3). Bajo la acción de la diferencia de tensión  $\dot{U}_{21} - \dot{U}_{22} = \Delta\dot{U} = \overline{OD}$  en los transformadores 1 y 2 surge una corriente *igualadora*  $I_i$  cuya distribución instantánea en los transformadores 1 y 2 se muestra en la fig. 20-2 con flechas. Aquí se ve que con respecto a la corriente  $I_i$  los transformadores 1 y 2 se hallan en régimen de cortocircuito y esta corriente

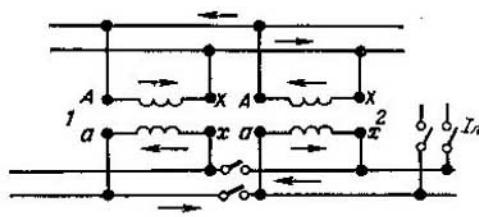


Fig. 20-2. Funcionamiento en paralelo de transformadores con relaciones desiguales de transformación

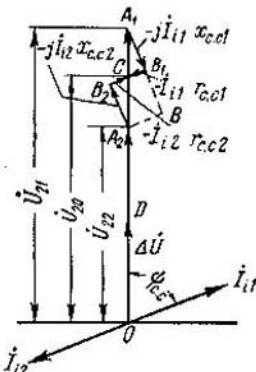


Fig. 20-3. Diagrama de tensiones y corrientes igualadoras del transformador en vacío para  $k_1 < k_2$

fluye por los devanados de los transformadores en sentidos contrarios; en la fig. 20-3 de acuerdo con esto está representada la corriente igualadora con dos vectores:  $\dot{I}_{i1}$  en el transformador 1 y  $\dot{I}_{i2} = -\dot{I}_{i1}$  en el transformador 2.

Si  $Z_{c, c1}$  y  $Z_{c, c2}$  son las impedancias de cortocircuito de los transformadores 1 y 2, entonces,

$$\dot{I}_i = \frac{\Delta \dot{U}}{Z_{c, c1} + Z_{c, c2}} = \frac{\dot{U}_1 \left( \frac{1}{k_1} - \frac{1}{k_2} \right)}{Z_{c, c1} + Z_{c, c2}} = \frac{\dot{U}_1 \frac{k_2 - k_1}{k_1 k_2}}{Z_{c, c1} + Z_{c, c2}}. \quad (20-7)$$

Para transformar esta fórmula, adoptamos que  $k_1 k_2 = k^2$  y  $\dot{U}_1/k = U_{2n}$ . Aquí  $k$  es la relación media de transformación de ambos transformadores y  $U_{2n}$  es el valor medio de la tensión secundaria nominal. Puesto que  $u_{c, ca1} = u_{c, ca2}$  y  $u_{c, cr1} = u_{c, cr2}$  (tercera condición), entonces:

$$I_i = \frac{\frac{U_1}{k} \frac{k_2 - k_1}{k}}{Z_{c, c1} + Z_{c, c2}} = \frac{U_{2n} \frac{k_2 - k_1}{k} \cdot 100}{Z_{c, c1} I_{2n1} \cdot 100 + Z_{c, c2} I_{2n2} \cdot 100} = \\ = \frac{\Delta k}{\frac{Z_{c, c1} I_{2n1}}{U_{2n}} \cdot \frac{100}{I_{2n1}} + \frac{Z_{c, c2} I_{2n2}}{U_{2n}} \cdot \frac{100}{I_{2n2}}} = \frac{\Delta k}{\frac{u_{c, c1}}{I_{2n1}} + \frac{u_{c, c2}}{I_{2n2}}}. \quad (20-8)$$

Aquí  $\Delta k = \frac{k_2 - k_1}{k} \cdot 100$  es la diferencia de las relaciones de transformación expresada en tantos por ciento de su valor medio;  $I_{2n1}$  y  $I_{2n2}$  son los valores nominales de las corrientes secundarias de los transformadores 1 y 2.

Generalmente la corriente  $I_i$  está expresada en tantos por ciento de la corriente nominal de uno de los transformadores, por ejemplo de  $I_{2n1}$  del transformador 1. Entonces

$$I_i(\%) = \frac{I_{i1}}{I_{2n1}} \cdot 100 = \frac{\Delta k \cdot 100}{\frac{u_{c, c1} + u_{c, c2}}{\frac{I_{2n1}}{I_{2n2}}}} = \frac{\Delta k \cdot 100}{\frac{P_{n1}}{P_{n2}}}, \quad (20-9)$$

donde  $P_{n1}$  y  $P_{n2}$  son las potencias nominales de los transformadores 1 y 2. Supongamos, por ejemplo, que  $\Delta k = 1\%$ ;  $u_{c, c1} = u_{c, c2} = 5,5\%$  y  $P_{n1}/P_{n2} = 100/100, 100/320$  y  $100/\infty = 0$ . Entonces  $I_{i1} = 9,1\%, 14\%$  y  $18,3\%$ .

La corriente  $I_{i1}$  está desfasada con respecto a  $\Delta U$  en un ángulo

$$\Psi_{c, c} = \operatorname{arctg} \frac{x_{c, c1} + x_{c, c2}}{r_{c, c1} + r_{c, c2}}. \quad (20-10)$$

Las corrientes  $\dot{I}_{i1}$  y  $\dot{I}_{i2}$  producen en los transformadores 1 y 2 las f. e. m.  $-jI_{i1}x_{c, c1}$ ,  $-jI_{i2}x_{c, c1}$ ,  $-jI_{i1}x_{c, c2}$  y  $-jI_{i2}x_{c, c2}$  que se suman geométricamente con la tensión  $U_{21}$  y con  $U_{22}$  respectivamente.

Si las potencias nominales de los transformadores son iguales, es decir,  $P_{n1} = P_{n2}$ , cuando  $u_{c, c1} = u_{c, c2}$  (tercera condición) tenemos

$Z_{c,1} = Z_{c,2}$ . En este caso, los triángulos de cortocircuito  $A_1B_1C$  y  $A_2B_2C$  son de igual magnitud y el segmento  $A_1A_2$  se divide por la mitad en el punto  $C$ . Así, en este caso la corriente  $i_{11}$  reduce la tensión  $\dot{U}_{21}$  hasta la tensión total en las barras secundarias  $\dot{U}_{20} = \overline{OC}$ , mientras que la corriente  $i_{12}$  eleva la tensión  $\dot{U}_{22}$  hasta la misma tensión  $\dot{U}_{20} = \overline{OC}$ . En esto consiste precisamente el papel de la corriente igualadora.

Si los transformadores tienen diferentes potencias, por ejemplo,  $P_{n1} < P_{n2}$ , y las tensiones  $u_{c,11}$  y  $u_{c,22}$  son iguales, entonces las resistencias  $r_{c,1}$  y  $x_{c,1}$  son inversamente proporcionales a las potencias, es decir,  $r_{c,11} > r_{c,22}$  y  $x_{c,11} > x_{c,22}$ . Conforme a esto el triángulo  $A_1B_1C$  de la fig. 20-3 se hace mayor que el triángulo  $A_2B_2C$ , pero sigue siendo semejante a éste. Por consiguiente, el punto  $C$  se desplaza hacia abajo por el segmento  $A_1A_2$ . En el límite, cuando  $P_{n2} \gg P_{n1}$ , el punto  $C$  coincide con el punto  $A_2$  y el triángulo  $A_1B_1C$  ocupará la posición del triángulo  $A_1BA_2$ . En este caso  $\dot{U}_{20} = \dot{U}_{22} = \overline{OA}_2$ .

**B. Funcionamiento en paralelo de dos transformadores bajo carga.** Así como antes, consideraremos que  $k_1 < k_2$ ,  $P_{n1} < P_{n2}$  y que se han cumplido las condiciones segunda y tercera del trabajo en paralelo de los transformadores.

Para el estudio de este régimen se toma como base el *método de superposición* de dos regímenes. En efecto, la presencia de la corriente igualadora asegura la igualdad de las tensiones secundarias de los dos transformadores a la tensión  $\overline{OC}$  (fig. 20-3). Por eso, cuando surge una carga exterior, la corriente de carga se distribuye entre los transformadores proporcionalmente a sus potencias nominales. De este modo, todo transcurre como si en cada transformador existieran dos corrientes: la igualadora  $I_i$  y la corriente de carga  $I_{car}$  que corresponde a la carga exterior. En realidad sólo existe una corriente resultante que representa la suma geométrica de estas dos corrientes.

Puesto que bajo carga las tensiones secundarias de ambos transformadores prácticamente se reducen en un mismo valor, las tensiones y respectivamente las corrientes igualadoras  $I_{i1}$  y  $I_{i2}$  en los límites de las cargas ordinarias no dependen del régimen de trabajo de los transformadores.

En la fig. 20-4 para las corrientes igualadoras se repite el trazado de la fig. 20-3. Las corrientes de carga  $I_{car1}$  y  $I_{car2}$  de los transformadores 1 y 2 están representadas por los vectores  $\overline{OA}$  y  $\overline{OB}$  para el caso en que  $\frac{\overline{OA}}{\overline{OB}} = \frac{i_{car1}}{i_{car2}} = \frac{P_{n1}}{P_{n2}} = 2$ . Los vectores  $\overline{OA}$  y  $\overline{OB}$  están desplazados

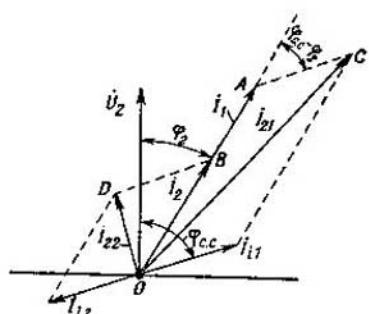


Fig. 20-4. Diagrama de corrientes con carga para  $k_1 < k_2$

con respecto al vector de tensión  $\dot{U}_2$ , por ejemplo, están retrasados de éste en un mismo ángulo  $\varphi_2$  determinado por los parámetros del circuito exterior. Las corrientes resultantes de los transformadores 1 y 2 se determinan por los vectores  $\overline{OC} = \dot{I}_{\text{car},1} + \dot{I}_{11} = \dot{I}_{21}$  y  $\overline{OD} = \dot{I}_{\text{car},2} + \dot{I}_{12} = \dot{I}_{22}$ .

De los triángulos  $OAC$  y  $OBP$  tenemos:

$$I_{21} = \sqrt{I_{\text{car},1}^2 + I_1^2 + 2I_{\text{car},1}I_1 \cos(\varphi_{c,c} - \varphi_2)} \quad (20-11)$$

y

$$I_{22} = \sqrt{I_{\text{car},2}^2 + I_1^2 + 2I_{\text{car},2}I_1 \cos(\varphi_{c,c} + \varphi_2)}. \quad (20-12)$$

Como medida de carga de los transformadores con corriente igualadora pueden servir las relaciones:

$$\frac{I_{21}}{I_{n1}} = \sqrt{1 + \left(\frac{I_1}{I_{\text{car},1}}\right)^2 + 2 \frac{I_1}{I_{\text{car},1}} \cos(\varphi_{c,c} - \varphi_2)} \quad (20-13)$$

y

$$\frac{I_{22}}{I_{n2}} = \sqrt{1 + \left(\frac{I_1}{I_{\text{car},2}}\right)^2 + 2 \frac{I_1}{I_{\text{car},2}} \cos(\varphi_{c,c} + \varphi_2)}. \quad (20-14)$$

De las últimas expresiones se ve que el grado de sobrecarga o de poca carga de los transformadores depende, en primer lugar, de los valores de  $I_1$  y  $\varphi_{c,c}$ , que se determinan por los parámetros de los transformadores y, en segundo lugar, del ángulo  $\varphi_2$ , determinado por los parámetros del circuito exterior.

En el caso particular en que la carga es inductiva y  $\varphi_2 = \varphi_{c,c}$  tenemos:

$$\frac{I_{21}}{I_{\text{car},1}} = 1 + \frac{I_1}{I_{\text{car},1}} \quad (20-15a)$$

y

$$\frac{I_{22}}{I_{\text{car},2}} = 1 - \frac{I_1}{I_{\text{car},2}}. \quad (20-15b)$$

En este caso, el transformador 1 está sobrecargado, mientras que el transformador 2 está poco cargado.

Si la carga es capacitiva y  $\varphi_2 = -\frac{\pi}{2} + \varphi_{c,c}$

$$\frac{I_{21}}{I_{\text{car},1}} = \sqrt{1 + \left(\frac{I_1}{I_{\text{car},1}}\right)^2} \quad (20-16a)$$

y

$$\frac{I_{22}}{I_{\text{car},2}} = \sqrt{1 + \left(\frac{I_1}{I_{\text{car},2}}\right)^2}, \quad (20-16b)$$

o sea, los dos transformadores están sobrecargados.

Sean, por ejemplo,  $P_{n1}=100$  kVA;  $P_{n2}=320$  kVA;  $I_1/I_{n1}=0,14$ ;  $\cos \varphi_2=0,8$  y  $\varphi_{c,c}=75^\circ$ ; entonces  $I_{21}/I_{\text{car},1}=1,115$  y  $I_{22}/I_{\text{car},2}=0,955$ , es decir, a cuenta de la corriente igualadora el transformador 1 está sobrecargado en un 11,5% y al transformador 2 le falta un 4,5% para que su carga sea completa.

Hasta ahora habíamos supuesto que  $k_1 < k_2$ . Si la relación entre las relaciones de transformación fuera inversa los vectores de las corrientes igualadoras  $I_{11}$  y  $I_{12}$  cambiarían de sitio (fig. 20-4). En este caso, estaría sobrecargado el segundo transformador de mayor potencia, pero si tomamos en cuenta las mismas relaciones numéricas que antes su sobrecarga no sobrepasaría del 5% mientras que el transformador  $I$  estaría poco cargado.

Estas condiciones son más favorables que las primeras. Ciertamente al pasar a una carga capacitiva éstas varían, pero este caso suele ocurrir muy raramente. Por eso, si las relaciones de transformación son desiguales es preferible que el transformador de menor potencia tenga mayor relación de transformación. Puesto que para evitar su recalentamiento los transformadores no deben sobrecargarse, entonces, evidentemente, será necesario reducir la carga exterior hasta poner el transformador sobrecargado en normales condiciones de trabajo. En este caso el segundo transformador estará poco cargado y el sistema se utilizará peor. Según los datos citados más arriba el transformador  $I$  está sobrecargado aproximadamente en un 11,5%. Por consiguiente, es preciso disminuir en otro tanto la corriente de carga exterior para que la corriente total del primer transformador no supere su valor nominal.

De lo antedicho se deduce que cualquier desigualdad algo considerable de las relaciones de transformación es inadmisible. De acuerdo con las normas soviéticas para los transformadores con una relación de transformación menor de 3 y para los transformadores utilizados para el propio servicio de las subestaciones  $\Delta k \leq 1\%$ , para los demás transformadores  $\Delta k \leq 0,5\%$ .

### 20-3. Funcionamiento en paralelo de transformadores trifásicos con diferentes grupos de conexión de los devanados

Al conectar en paralelo dos transformadores trifásicos con iguales relaciones de transformación, pero pertenecientes a diferentes grupos, entre los bornes  $a_1-a_2$ ,  $b_1-b_2$  y  $c_1-c_2$  siempre actuará una tensión  $\Delta U = U_{021} - U_{022}$  acondicionada por el ángulo de desplazamiento  $\alpha$  entre las tensiones secundarias de los transformadores (fig. 20-5). Si las tensiones secundarias son iguales,  $U_{021} = U_{022} = U_{02}$ , el valor de la tensión  $\Delta U$  se determina por el triángulo isósceles  $Oa_1a_2$  como

$$\Delta U = 2U_{02} \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Bajo el efecto de esta tensión en los devanados de los transformadores surge una corriente igualadora  $I_i$  cuyo valor se determina por la ecuación (20-7), a saber:

$$I_i = \frac{\Delta U}{\frac{u_{c,c1}U_{02}}{I_{21} \cdot 100} + \frac{u_{c,c2}U_{02}}{I_{22} \cdot 100}} = \frac{2 \sin \frac{\alpha}{2}}{\frac{u_{c,c1}}{I_{21} \cdot 100} + \frac{u_{c,c2}}{I_{22} \cdot 100}}, \quad (20-17)$$

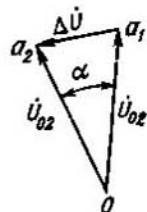


Fig. 20-5.  
Diagrama de tensiones para el funcionamiento en paralelo de transformadores de diferentes grupos de conexión de los devanados

Del § 15-8 se sabe que el menor valor del ángulo  $\alpha$  puede ser  $\pi/6$  en el caso cuando un transformador pertenece, por ejemplo, al grupo Y/Y-12 y el otro al grupo  $\Delta/Y-11$ . Cuando son iguales las potencias de los transformadores ( $P_1 = P_2$ ,  $I_{21} = I_{22} = I_2$ ) y las tensiones de cortocircuito ( $u_{c.e1} = u_{c.e2} = u_{c.e}$ ), es decir, en el caso más favorable, cuando los transformadores están conectados en paralelo, incluso durante la marcha en vacío, la corriente igualadora  $I_1$  será:

$$I_1 = \frac{2 \operatorname{sen} \frac{\pi}{12}}{2 \frac{u_{c.e}}{I_2 \cdot 100}}$$

y la relación

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{100 \operatorname{sen} \frac{\pi}{12}}{u_{c.e}}.$$

Con un valor normal de  $u_{c.e} = 5,5\%$ , para transformadores de 6-10 kV obtenemos:

$$\frac{I_1}{I_2} = \frac{100 \operatorname{sen} \frac{\pi}{12}}{5,5} = 4,7$$

De aquí está claro que el funcionamiento en paralelo de los transformadores pertenecientes a diferentes grupos es prácticamente imposible.

Sin embargo, se hace posible si conectamos de otro modo los devanados o en ciertos casos remarcando de nuevo los bornes. Para esto se pueden utilizar los datos de la tabla 20-1.

Para conectar en paralelo un transformador de un grupo de base, por ejemplo del 12, con un transformador de un grupo derivado, por

Tabla 20-1

Grupo	12 (4,8)	6 (10,2)	5 (9,1)	11 (3,7)
12 (4,8)	Si	No	No	No
6 (10,2)	No	Si	No	No
5 (9,1)	No	No	Si	(Si)
11 (3,7)	No	No	(Si)	Si

<sup>1)</sup> Máquinas eléctricas. Red. del prof. G. N. Petrov. Gosenergoizdat, 1940.

ejemplo del 4, es preciso convertir este último en un transformador de grupo de base remarcando en círculo sus bornes.

*Observaciones.* 1. "Sí" — Es posible el funcionamiento en paralelo. "No" — No es posible el funcionamiento en paralelo.

2. El funcionamiento en paralelo de transformadores de los grupos 5 y 11 es posible sólo con la conexión de los bornes según el orden siguiente:

Grupo	Alta tensión	Baja tensión
5	ABC	abc
11	ACB CBA BAC	cba bac acb

#### 20-4. Funcionamiento en paralelo de transformadores con tensiones de cortocircuito desiguales

Supongamos que estén cumplidas las condiciones primera y segunda de funcionamiento en paralelo, y que  $u_{c.e.1} \neq u_{c.e.2}$ . Al tratar sobre las tensiones de cortocircuito hay que tener en cuenta que éstas pueden diferir una de otra tanto por su valor como por sus componentes. Al principio analicemos el efecto del segundo factor. Tomemos por ejemplo los transformadores de 10 y 100 kVA de potencia. De acuerdo con las normas estatales soviéticas un transformador de 10 kVA tiene:  $u_{c.e.1} = 5,5\%$ ,  $u_{c.e.1.a} = 3,35\%$  y  $u_{c.e.1.r} = 4,36\%$ ; un transformador de 100 kVA tiene respectivamente:  $u_{c.e.2} = 5,5\%$ ,  $u_{c.e.2.a} = 2,4\%$  y  $u_{c.e.2.r} = 4,95\%$ . Haciendo coincidir las hipotenusas de los triángulos de cortocircuito  $AB_1C$  y  $AB_2C$  obtenemos el diagrama de la fig. 20-6. Despreciando la corriente en vacío se puede considerar que la corriente  $\bar{I}_{21}$  coincide en fase con la componente  $\bar{CB}_1$ , y la corriente  $\bar{I}_{22}$ , con la componente  $\bar{CB}_2$ ; por lo tanto, las corrientes  $\bar{I}_{21}$  y  $\bar{I}_{22}$ , están desfasadas una con respecto a la otra en un ángulo de  $\Delta\varphi_{c.e.} = \varphi_{c.e.2} - \varphi_{c.e.1}$  y  $\bar{I}_e = \bar{I}_{21} + \bar{I}_{22}$ . Pero, como se ve en el diagrama de la fig. 20-6, incluso cuando la diferencia entre las componentes  $u_{c.e.1.a}$  y  $u_{c.e.2.a}$  de los transformadores elegidos es relativamente grande, el ángulo  $\Delta\varphi_{c.e.}$  es muy pequeño y por eso se puede considerar que las corrientes  $\bar{I}_{21}$  y  $\bar{I}_{22}$  se adicionan aritméticamente, es decir, que:

$$\bar{I}_e = \bar{I}_{21} + \bar{I}_{22}. \quad (20-18)$$

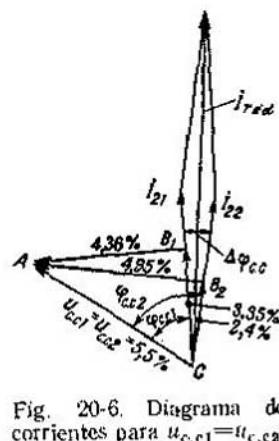


Fig. 20-6. Diagrama de corrientes para  $u_{c.e.1} = u_{c.e.2}$ ;  $u_{c.e.1.a} \neq u_{c.e.2.a}$ ;  $u_{c.e.1.r} \neq u_{c.e.2.r}$

Esta conclusión tiene un carácter bastante general, es decir, puede ser extendida para cualquier número de transformadores.

Supongamos ahora que  $u_{c.c_1} \neq u_{c.c_2}$ . Puesto que durante el trabajo en paralelo de los transformadores las tensiones primaria y secundaria coinciden tanto de valor como de fase, las caídas de tensión en todos los transformadores deben ser iguales, o sea,

$$i_1 Z_{c.c_1} = i_2 Z_{c.c_2} = \dots = i_m Z_{c.c.m} = \dots = i_n Z_{c.c.n}.$$

Por consiguiente,

$$\begin{aligned} I_1 : I_2 : \dots : I_m : \dots : I_n &= P_1 : P_2 : \dots : P_m : \dots : P_n = \\ &= \frac{1}{Z_{c.c_1}} : \frac{1}{Z_{c.c_2}} : \dots : \frac{1}{Z_{c.c.m}} : \dots : \frac{1}{Z_{c.c.n}}, \end{aligned} \quad (20-19)$$

donde  $P_1, P_2, \dots, P_m, \dots, P_n$  es la potencia de cada uno de los transformadores que trabajan en paralelo.

De la fórmula (20-19) se deduce que

$$\begin{aligned} \frac{P_m}{\sum_1^n P_m} &= \frac{\frac{1}{Z_{c.c.m}}}{\sum_1^n \frac{1}{Z_{c.c.m}}} = \frac{1}{Z_{c.c.m} \sum_1^n \frac{1}{Z_{c.c.m}}} = \\ &= \frac{1}{\frac{I_{nm} Z_{c.c.m}}{U_1} \cdot 100 \sum_1^n \frac{I_{nm}}{I_{nm} Z_{c.c.m} + 100}} = \frac{1}{\frac{u_{c.c.m}}{P_{nm}} \sum_1^n \frac{P_{nm}}{u_{c.c.m}}}. \end{aligned}$$

Por consiguiente, la potencia del  $m$ -ésimo transformador será

$$P_m = \frac{\sum_1^n P_m}{\sum_1^n \frac{P_{nm}}{u_{c.c.m}}} \frac{P_{nm}}{u_{c.c.m}}. \quad (20-20)$$

Sean, por ejemplo, dados tres transformadores trifásicos en aceite de 100 kVA cada uno,  $u_{c.c_1}=3,5\%$ ,  $u_{c.c_2}=4,0\%$  y  $u_{c.c_3}=5,5\%$ . La carga total  $\sum_1^n P_m = 300$  kVA. Según la fórmula (20-20), tenemos:

$$\sum_1^n \frac{P_{nm}}{u_{c.c.m}} = \frac{100}{3,5} + \frac{100}{4} + \frac{100}{5,5} = 71,8.$$

Por consiguiente,

$$P_1 = \frac{300}{71,8} \cdot \frac{100}{3,5} = 119,5 \text{ kVA};$$

$$P_2 = \frac{300}{71,8} \cdot \frac{100}{4} = 104,5 \text{ kVA}$$

y

$$P_3 = \frac{300}{71,8} \cdot \frac{100}{5,5} = 76 \text{ kVA},$$

es decir, el primer transformador está sobre cargado en un 19,5%, y el tercero no está cargado del todo en un 24%.

Reduciendo la carga exterior en un 19,5% obtenemos una nueva distribución de cargas en los transformadores:  $P_1=100$  kVA,  $P_2=87,2$  kVA y  $P_3=63,5$  kVA. En este caso, el primer transformador estará normalmente cargado pero los otros dos estarán débilmente cargados. Estas condiciones de funcionamiento en paralelo no pueden considerarse satisfactorias. Por eso las normas estatales soviéticas exigen que la desviación de la tensión de cortocircuito  $u_{c.c}$  para los transformadores que funcionan en paralelo no sobresalga del  $\pm 10\%$  de su valor medio aritmético.

Para el funcionamiento en paralelo de transformadores con diferente potencia es mejor que el transformador de menor potencia tenga mayor tensión  $u_{c.c}$ . En efecto, durante el funcionamiento bajo carga éste estará débilmente cargado, pero esto no representará ningún inconveniente, ya que la falta de carga en el transformador de menor potencia influirá sobre la potencia total del sistema menos que la falta de carga en el transformador de mayor potencia. Por lo contrario, si el transformador de menor potencia tuviera menor tensión  $u_{c.c}$ , entonces éste limitaría el trabajo de todo el sistema, por cuanto habría que descargarlo de tal modo que el menor transformador no estuviera sobre cargado.

Las desviaciones posibles de las condiciones más favorables de trabajo son tanto más amplias, cuanto mayor es la diferencia entre las potencias de los transformadores que trabajan en paralelo. Por eso, las normas estatales soviéticas recomiendan que para los transformadores conectados en paralelo la relación entre la potencia mayor y menor no supere 3 : 1.

## CAPÍTULO XXI

### REGÍMENES TRANSITORIOS DE LOS TRANSFORMADORES

#### 21-1. Clasificación de los regímenes transitorios

Con cualquier variación de una o de varias magnitudes que determinan el trabajo del transformador: tensión, frecuencia, carga, etc. sobreviene la transición de un estado estacionario a otro. Generalmente esta transición dura un tiempo muy corto pero no obstante puede ir acompañada de efectos considerables y peligrosos para los transformadores, a saber: el surgimiento de grandes esfuerzos mecánicos entre los devanados o sus secciones, la distribución extremadamente irregular de la tensión entre partes determinadas de los devanados o incluso de espiras, el recalentamiento brusco de los devanados, etc. Estos efectos tienen una importancia especial en los transformadores modernos de gran potencia y alta tensión. Por eso, en la construcción de transformadores modernos se prevén una serie de medidas para el aumento de la resistencia mecánica y térmica y de la rigidez eléctrica de los transformadores.

Según el factor: corriente o tensión, que fundamentalmente determine el régimen transitorio, existen dos grupos de fenómenos principales: a) los fenómenos de sobrecorrientes y b) los fenómenos de sobretensiones. El análisis de estos fenómenos tiene suma importancia para el servicio de los transformadores.

#### 21-2. Sobrecorrientes

Las sobrecorrientes surgen con mayor claridad a) cuando se conecta un transformador en vacío a una red y b) en caso de cortocircuito.

A. Corriente de arranque. Consideraremos que el secundario del transformador está desconectado. Como es sabido, en el régimen estable de funcionamiento la corriente en vacío de un transformador de potencia no supera el 10%. Pero cuando se conecta el transformador a una red con tensión próxima a la nominal surgen saltos de corriente bruscos que sobrepasan en muchas veces los valores nominales de la corriente en vacío. Físicamente estos saltos de corriente se explican del modo siguiente. Cuando el régimen de marcha en vacío es estable al valor dado de la tensión aplicada  $u_1 = ab$  (fig. 21-1) le corresponde el valor del flujo estacionario  $\Phi_{est} = ac$ .

Pero si despreciamos el flujo remanente de magnetización, entonces, en el momento de conexión del transformador a la red, la corriente  $i_0$  y el flujo  $\Phi_0$  creado por ésta deben ser iguales a cero. Por eso, al conectar el transformador a la red surge en él un flujo libre  $\Phi_{lib}$  de tal magnitud que sea  $\Phi_{est} + \Phi_{lib} = 0$ . Si la resistencia activa del sistema de devanado primario fuera igual a cero ( $r_1 = 0$ ), entonces la energía electromagnética que corresponde al flujo  $\Phi_{lib}$  no podría dispersarse y el flujo  $\Phi_{lib}$

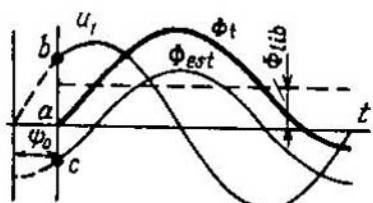


Fig. 21-1. Flujos magnéticos cuando está conectado el transformador a la red

permanecería constante de magnitud y de signo durante un tiempo indeterminado (recta de trazos en la fig. 21-1), superponiéndose sobre el flujo del régimen estacionario  $\Phi_{est}$  que varía periódicamente. En los instantes en que ambos flujos están dirigidos en un mismo sentido por el circuito del núcleo del transformador y, por consiguiente, se adicionan aritméticamente, el acero del núcleo puede resultar saturado en mayor grado que en el régimen estable de marcha en vacío, conforme a lo cual crece también la corriente en vacío determinada por la curva de magnetización del transformador.

Realmente  $r_1 \neq 0$  y por eso el flujo  $\Phi_{lib}$  se atenúa poco a poco.

Consideraremos que la tensión aplicada varía sinusoidalmente y que no depende del régimen de trabajo del transformador. En este caso, la ecuación de la f. e. m. al conectar el transformador puede escribirse en la forma siguiente:

$$u_1 = U_{1m} \operatorname{sen}(\omega t + \psi_0) = i_0 r_1 + \omega \frac{d\Phi_t}{dt}. \quad (21-1)$$

Aquí  $\psi_0$  es la fase de conexión, es decir, el ángulo de fase que determina el valor de  $u_1$  en el momento de conexión del transformador a la red (fig. 21-1).

Puesto que la relación  $\Phi_t = f(i_0)$  tiene un carácter complejo, determinado por la curva de magnetización del transformador, la resolución de la ecuación (21-1) sólo es posible con la suposición simplificadora de que el flujo  $\Phi_t$  es función lineal de la corriente  $i_0$ , o sea, que  $\Phi_t \omega_1 = L_1 i_0$ , donde  $L_1$  es la constante de inductancia, correspondiente a todo el flujo embragado con el devanado primario. Entonces la ecuación (21-1) adquiere la forma:

$$U_{1m} \operatorname{sen}(\omega t + \psi_0) = \frac{\Phi_t \omega_1}{L_1} r_1 + \omega_1 \frac{d\Phi_t}{dt}.$$

o bien

$$\frac{\Phi_t}{L_1} r_1 + \frac{d\Phi_t}{dt} = \frac{U_{1m}}{\omega_1} \operatorname{sen}(\omega t + \psi_0). \quad (21-2)$$

Esta ecuación se resuelve por vía corriente [10]. El flujo  $\Phi_t$  se expresa en forma de la suma de dos flujos: del flujo periódico  $\Phi_{est}$ , que corresponde al régimen estacionario, y el flujo libre  $\Phi_{lib}$ , que corresponde al régimen transitorio. Así pues,

$$\Phi_t = \Phi_{est} + \Phi_{lib}. \quad (21-3)$$

El flujo  $\Phi_{est}$  está retrasado casi  $90^\circ$  de la tensión  $u_1$  aplicada al transformador (véase la fig. 14-7). Por eso,

$$\Phi_{est} = \Phi_m \operatorname{sen}\left(\omega t + \psi_0 - \frac{\pi}{2}\right) = -\Phi_m \cos(\omega t + \psi_0), \quad (21-4)$$

donde  $\Phi_m$  es la amplitud del flujo para el régimen de trabajo estacionario.

Para determinar el flujo  $\Phi_{lib}$  igualamos el miembro derecho de la ecuación (21-2) a cero, y resolviendo la ecuación así obtenida, hallamos:

$$\Phi_{lib} = C e^{-\frac{r_1}{L_1} t}, \quad (21-5)$$

donde  $C$  es la constante de integración, determinada por los datos iniciales. En el momento de conexión del transformador a la red, es decir, cuando  $t=0$ , en el núcleo sólo existe el flujo de magnetización remanente  $\pm \Phi_{rem}$ . En este caso la ecuación (21-3) se escribe en la forma siguiente:

$$\Phi_t = \pm \Phi_{rem} = -\Phi_m \cos \psi_0 + C,$$

de donde

$$C = \Phi_m \cos \psi_0 \pm \Phi_{rem}.$$

Sustituyendo este valor de  $C$  en la ecuación (21-5), hallamos:

$$\Phi_{lib} = \Phi_m \cos \psi_0 e^{-\frac{r_1}{L_1} t} \pm \Phi_{rem} e^{-\frac{r_1}{L_1} t}. \quad (21-6)$$

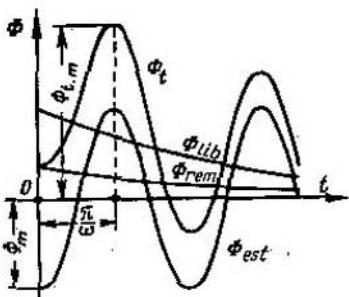


Fig. 21-2. Flujos magnéticos cuando es conectado el transformador en el instante en que  $\Phi_{lib} = -\Phi_{est}$

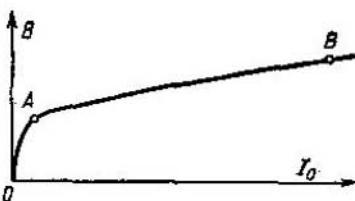


Fig. 21-3. Curva de magnetización

Entonces

$$\Phi_t = \Phi_{est} + \Phi_{lib} = -\Phi_m \left[ \cos(\omega t + \psi_0) - \cos \psi_0 e^{-\frac{r_1}{L_1} t} \right] \pm \Phi_{rem} e^{-\frac{r_1}{L_1} t}. \quad (21-7)$$

Las condiciones más favorables de conexión son cuando  $\psi_0 = \pi/2$  y  $\Phi_{rem} = 0$ . En este caso

$$\Phi_{est} = -\Phi_m \cos \left( \omega t + \frac{\pi}{2} \right) = \Phi_m \sin \omega t, \quad \Phi_{lib} = 0,$$

es decir, en el transformador se establece repentinamente el flujo correspondiente al régimen estacionario.

Las condiciones menos favorables de conexión son cuando  $\psi_0 = 0$ , es decir, cuando  $u_1 = 0$  y el flujo  $\Phi_{lib}$  tiene un signo contrario al flujo  $\Phi_{est}$  (fig. 21-2). En este caso

$$\Phi_t = -\Phi_m \cos \omega t + \Phi_m e^{-\frac{r_1}{L_1} t} \pm \Phi_{rem} e^{-\frac{r_1}{L_1} t}. \quad (21-8)$$

Generalmente  $\Phi_{rem} = (0,2 \div 0,3)\Phi_{est}$ . En este caso al cabo de un semiperíodo, o sea, cuando  $\omega t = \frac{2\pi}{T} \cdot \frac{T}{2} = \pi$ , tenemos:

$$\Phi_t = \Phi_m + \Phi_m e^{-\frac{r_1}{L_1} \pi} + (0,2 \div 0,3) \Phi_m e^{-\frac{r_1}{L_1} \pi}.$$

Puesto que según lo antedicho  $r_1 \ll \omega L_1$ , entonces

$$e^{-\frac{r_1}{\omega L_1} \pi} \approx 1$$

y

$$\Phi_{tm} = \Phi_m + \Phi_m + (0,2 \div 0,3) \Phi_m = (2,2 \div 2,3) \Phi_m.$$

La corriente magnetizante  $i_0$  necesaria para crear tal flujo se determina por la curva de magnetización. En la fig. 21-3 los puntos A y B de la curva corresponden a los valores normal y doble de la inducción magnética de los transformadores de potencia, es decir, a los valores normal y doble del flujo  $\Phi_{est}$ . Aquí se ve que la amplitud de la corriente de arranque  $i_{0m}$  puede superar la amplitud de la corriente estacionaria en vacío  $i_{0n}$  en muchas veces. Los registros oscilográficos demuestran que si  $B = 1,4$  T la relación  $i_{0m}/i_{0n} = 50 \div 80$ , y para inducciones mayores ésta llega hasta  $100 \div 120$ . Teniendo en cuenta que la corriente  $I_0 \approx 5\%$  de la  $I_n$ , entonces es obvio que la corriente de arranque puede superar la nominal en 4-6 veces.

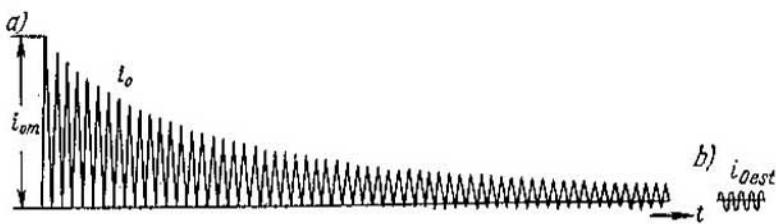


Fig. 21-4. Corriente de arranque en vacío de un transformador de potencia

En la fig. 21-4, a está representado el oscilograma de la corriente de arranque cuando  $u_1=0$ .

Para la comparación se muestra en la fig. 21-4, b la corriente estacionaria en vacío. Ya que  $r_1 \ll \omega L_1$ , la curva de corriente de arranque se atenúa lentamente: la corriente de arranque después de 1 s desde el momento de arranque del transformador sobrepasa en tres veces la corriente  $i_0$ . La atenuación total transcurre después de 6—8 s. Pero en los transformadores de gran potencia y alta tensión el proceso se atenúa a veces durante 20 y más segundos.

La corriente de arranque no representa peligro directo para el transformador, pero puede desconectarlo de la red.

Por eso, los aparatos de protección deben estar calculados para evitar las desconexiones incorrectas del transformador.

Todo lo dicho se refiere a los transformadores monofásicos. Durante la conexión de los transformadores trifásicos siempre hay que esperar saltos de corriente más o menos considerables, ya que siempre habrá alguna fase que tenga una tensión próxima a cero en el momento de conexión.

**B. Corriente de cortocircuito instantáneo.** En el caso de cortocircuito instantáneo del transformador, así como durante el ensayo de éste en el régimen de cortocircuito se puede despreciar la corriente en vacío. En este caso el circuito equivalente del transformador representa un circuito eléctrico elemental con una resistencia activa total  $r_{c.c} = r_1 + r_2'$  y una resistencia inductiva total  $x_{c.c} = x_1 + x_2' = \omega L_{g1} + \omega L_{g2}' = \omega L_{c.c}$  (véase la fig. 17-3), donde  $L_{c.c}$  es la inductancia de dispersión del transformador. Puesto que los fluxos de dispersión generalmente se distribuyen en un medio negativo  $L_{c.c} = \text{const}$ . En este caso la ecuación de f. e. m. para el cortocircuito instantáneo se escribe en la forma siguiente:

$$u_1 = U_{1m} \sin(\omega t + \Psi_{c.c}) = i_{c.c} r_{c.c} + L_{c.c} \frac{di_{c.c}}{dt}. \quad (21-9)$$

Aquí  $\Psi_{c.c}$  es la fase de conexión del transformador durante el cortocircuito, que es análoga a la fase de conexión  $\psi_0$  durante la marcha en vacío (véase la fig. 21-1).

Resolviendo la ecuación (21-9) con respecto a la corriente  $i_{c.c}$  y considerando que

$$\Psi_{c.c} = \arctg \frac{x_{c.c}}{r_{c.c}} \approx 90^\circ,$$

obtenemos:

$$\begin{aligned} i_{c.c} &= i_{c.c, \text{est}} + i_{c.c, \text{lib}} = - \frac{U_{1m}}{\sqrt{r_{c.c}^2 + (\omega L_{c.c})^2}} \cos(\omega t + \Psi_{c.c}) + \\ &\quad + \frac{U_{1m}}{\sqrt{r_{c.c}^2 + (\omega L_{c.c})^2}} \cos \Psi_{c.c} e^{-\frac{r_{c.c}}{L_{c.c}} t} = \\ &= - I_{c.c} \sqrt{2} \cos(\omega t + \Psi_{c.c}) + \\ &\quad + I_{c.c} \sqrt{2} \cos \Psi_{c.c} e^{-\frac{r_{c.c}}{L_{c.c}} t}. \end{aligned} \quad (21-10)$$

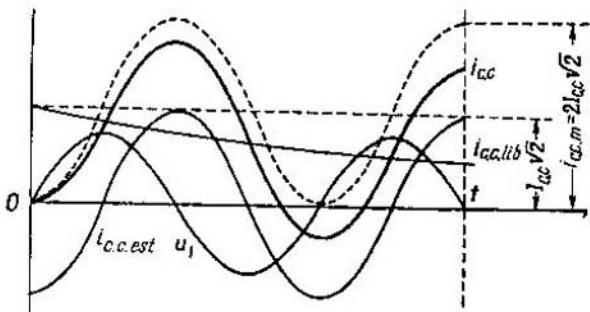


Fig. 21-5. Corriente de cortocircuito instantáneo cuando  $u_1=0$

Aquí  $i_{c.c.est}$  y  $i_{c.c.lib}$  son los valores instantáneos de las corrientes estacionaria y libre de cortocircuito:

$$I_{c.c} \sqrt{2} = \frac{U_{1m}}{\sqrt{r_{c.c}^2 + (\omega L_{c.c})^2}}$$

es la amplitud de la corriente estacionaria de cortocircuito.

Las condiciones menos favorables de cortocircuito, que hay que tener en cuenta en el diseño de los transformadores, tienen lugar cuando  $\Psi_{c.c}=0$ , o sea, cuando  $u_1=0$ ; en este caso

$$i_{c.c}(\Psi_{c.c}=0) = -I_{c.c} \sqrt{2} \cos \omega t + I_{c.c} \sqrt{2} e^{-\frac{r_{c.c}}{L_{c.c}} t}. \quad (21.11)$$

Si el cortocircuito tiene lugar cuando la tensión en los bornes del transformador es nominal, entonces  $I_{c.c} \sqrt{2} = \frac{100 \cdot \sqrt{2}}{u_{c.c}} I_n$ , donde  $u_{c.c}$  es la tensión de cortocircuito expresada en porcentaje;  $I_n$  es la corriente nominal.

En el caso extremo, cuando  $r_{c.c}/L_{c.c}=0$ , la corriente  $i_{lib}$  no se atenúa (línea horizontal de trazos en la fig. 21-5) y, por consiguiente, dentro de un semiperíodo desde el instante de cortocircuito instantáneo la amplitud  $i_{c.c.m}$  de la corriente de cortocircuito instantáneo alcanza el valor doble de la amplitud de la corriente estacionaria de cortocircuito, es decir,

$$\frac{i_{c.c.m}}{I_{c.c} \sqrt{2}} = k_{c.c} = 2.$$

En los transformadores reales la corriente  $I_{c.c.lib}$  se atenúa tanto más rápido, cuanto mayor es la relación  $r_{c.c}/L_{c.c}$ .

En los transformadores de poca potencia, para los cuales  $\frac{r_{c.c}}{\omega L_{c.c}} = \frac{1}{2} + \frac{1}{3}$ , el proceso se atenúa durante uno o dos períodos, o sea,  $k_{c.c} = 1,2 \div 1,3$ .

En los transformadores de gran potencia, donde  $\frac{r_{c.c}}{\omega L_{c.c}} \leq \frac{1}{10}$ ,  $k_{c.c} = 1,7 \div 1,85$ .

### 21-3. Fenómenos térmicos de cortocircuito

Aunque el cortocircuito de un transformador dura generalmente muy poco tiempo, no obstante, la temperatura de sus devanados puede alcanzar tales valores, que representan un peligro directo para la integridad del aislamiento.

Actualmente aún no existen límites estipulados para los calentamientos cortos de los devanados. Se consideran como tolerables las temperaturas comprendidas entre 200 y 250 °C, pero es mejor no pasar del límite inferior. Según cálculos aproximados, el tiempo  $t$  expresado en segundos durante el cual la temperatura del devanado alcanza 250 °C se determina por la fórmula siguiente [26]:

$$t \approx 2,5 \left( \frac{u_{c.c.}}{j_{med}} \right)^2. \quad (21-12)$$

Aquí  $u_{c.c.}$  es la tensión de cortocircuito y  $j_{med}$  es la densidad media de corriente.

El tiempo que se necesita para calentar el devanado hasta la temperatura límite no suele exceder de 5 a 25 s. Pero el tiempo de enfriamiento del devanado hasta la temperatura de funcionamiento después de haber interrumpido el cortocircuito suele ser de decenas de minutos. Esto es debido a la intensidad relativamente pequeña del proceso de disipación del calor desde la superficie de los devanados al medio circundante.

#### 21-4. Esfuerzos mecánicos durante el cortocircuito instantáneo

Entre los conductores por los que la corriente circula en sentido contrario como ocurre prácticamente en el caso de cortocircuito de un transformador, surgen los esfuerzos mecánicos  $F_1 = -F_2$  representados en la fig. 21-6. Estas dos fuerzas se pueden descomponer en sus componentes radiales  $F_{x1}$  y  $F_{x2}$  y axiales  $F_{y1}$  y  $F_{y2}$ . Las primeras tienden a estirar el devanado exterior y a comprimir el interior, las segundas tienden a desplazar el devanado en dirección axial. Puesto que en condiciones de cortocircuito  $i_1 = i_2 = i_{c.c.}$ , las fuerzas  $F_1$  y  $F_2$  son proporcionales a  $i_{c.c.}^2$  y tienen, por consiguiente, un carácter periódico variable.

Además de los esfuerzos  $F_x$  y  $F_y$ , entre las espiras de un mismo devanado actúan los esfuerzos  $F_i$  que tienden a comprimir el devanado por la altura.

En la fig. 21-7, a, b y c se representan tres casos típicos de los esfuerzos que actúan en condiciones de cortocircuito. En condiciones de funcionamiento normal estas fuerzas también actúan pero son tan pequeñas que no representan peligro alguno, mientras que en caso de cortocircuito éstas aumentan en centenares de veces y pueden conducir a la avería del transformador.

Para calcular las tensiones mecánicas que actúan en condiciones de cortocircuito partiremos de la energía electromagnética de los devanados que corresponde al flujo de dispersión.

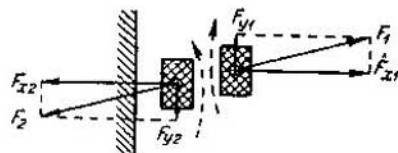


Fig. 21-6. Esfuerzos mecánicos en los devanados de un transformador

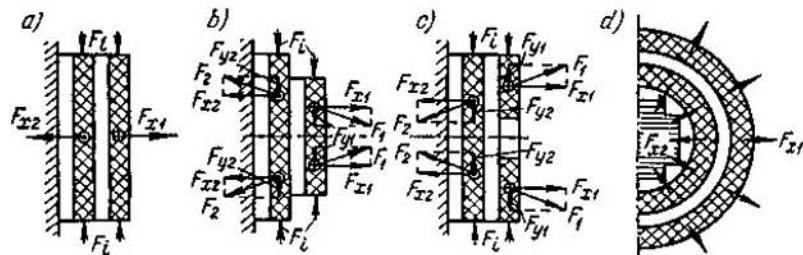
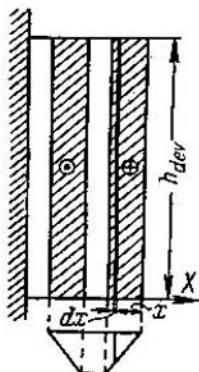


Fig. 21-7. Fuerzas axiales, radiales e internas: a — con devanados de igual altura; b — con devanados acortados en ambos extremos; c — con derivaciones reguladoras en la mitad de la altura del devanado; d — sección transversal de los devanados



Sean  $i_{c,c}$  el valor instantáneo de la corriente de cortocircuito y  $L_{c,c}$  la inductancia de dispersión del transformador.

Supongamos que durante el tiempo  $dt$  la corriente  $i_{c,c}$  no varía y que bajo la acción de la fuerza  $F_x$  uno de los devanados se desplaza con respecto al otro a una distancia  $dx$  en dirección del eje  $X$  (fig. 21-8). En este caso se producirá un trabajo mecánico  $dA_x = F_x dx$ . Por otra parte, el desplazamiento de este devanado provoca una variación de la inductancia  $L_{c,c}$  y una variación de la energía electromagnética del campo de dispersión en una magnitud  $dW_x = \frac{1}{2} i_{c,c}^2 \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} dx$ . Pero, este mismo desplazamiento del devanado conduce a una variación del flujo total de dispersión en una magnitud  $d\psi_x = i_{c,c} dL_{c,c} = i_{c,c} \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} dx$ , conforme a lo cual surge en el devanado una f. e. m.

$$e_x = -\frac{\partial \psi_x}{\partial t} = -i_{c,c} \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} \frac{dx}{dt}.$$

Fig. 21-8. Para el cálculo de los esfuerzos mecánicos en los devanados

Si, despreciando la caída de tensión, consideramos que la f. e. m. está equilibrada por la tensión  $u_x$ , es decir, que  $u_x = -e_x$  entonces, de la red que alimenta al transformador se

suministrará una energía  $dW_{red} = u_x i_{c,c} dt = i_{c,c}^2 \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} dx$ .

Esta energía se gasta en ejecutar el trabajo  $dA_x$  y para variar la energía del campo de dispersión en una magnitud  $dW_x$ , o sea

$$dW_{red} = dA_x + dW_x$$

o bien

$$i_{c,c}^2 \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} dx = F_x dx + \frac{1}{2} i_{c,c}^2 \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} dx,$$

de donde

$$F_x = \frac{1}{2} i_{c,c}^2 \frac{\partial L_{c,c}}{\partial x}. \quad (21-13)$$

Aplicaremos esta fórmula para determinar la fuerza  $F_x$  en el devanado elemento representado en la fig. 21-7, a.

Según la fórmula (17-16) tenemos:

$$L_{c,c} = \mu_0 \omega^2 \frac{C_{med} k \sigma}{h_{dev}} \delta'.$$

Ya que el devanado se desplaza en dirección del eje de abscisas, es decir, por la anchura del canal  $\delta$ , entonces

$$\frac{\partial L_{c,c}}{\partial x} = \frac{\partial L_{c,c}}{\partial \delta} = \mu_0 \omega^2 \frac{C_{med} k \sigma}{h_{dev}}.$$

Por consiguiente,

$$F_x = \frac{\mu_0}{2} (i_{c,c} \omega)^2 \frac{C_{med} k \sigma}{h_{dev}}. \quad (21-14)$$

La corriente  $i_{c,c}$  alcanza su valor máximo en el caso de cortocircuito instantáneo cuando  $u_1 = 0$ . En este caso

$$i_{c,c} = k_{c,c} \frac{100}{u_{c,c}} I_{c,c,f} \sqrt{2},$$

donde  $k_{c.c} = 1,5 \div 1,9$  en los transformadores de gran potencia y  $k_{c.c} = 1,2 \div 1,3$  en los transformadores de poca potencia. Por eso,

$$F_{xm} = \mu_0 \left( \frac{10^2 k_{c.c} I_{c.c} w}{u_{c.c}} \right)^2 \frac{C_{med} k_{\sigma}}{h_{d.v}}. \quad (21-15)$$

Esta fórmula se puede escribir más simplemente si adoptamos que  $u_{c.c} = u_{c.c.r}$  y si sustituimos el valor de  $u_{c.c.r}$  de la fórmula (17-18).

Su forma definitiva es:

$$F_{xm} = 14,5 k_{c.c}^2 \frac{k_{col} P_n}{f u_{c.c} \delta'}. \quad (21-16)$$

Si  $P_n$  se expresa en kVA,  $\delta'$  en cm, y si deseamos obtener  $F_{xm}$  en newtones (N), entonces

$$F_{xm} = 148 \cdot 9,81 k_{c.c}^2 \frac{k_{col} P_n}{f u_{c.c} \delta'} \cdot 10^3. \quad (21-17)$$

Así, por ejemplo, en el transformador MT3 tenemos:  
 $P_n = 5600 \text{ kVA}$ ;  $U_1 = 35 \text{ kV}$ ;  $k_{col} = 1/3$ ;  $f = 50 \text{ Hz}$ ;  $u_{c.c} = 7,3\%$ ;  $\delta' = 6,15 \text{ cm}$ .

Para un transformador de semejante potencia  $k_{c.c} = 1,55$ . Entonces

$$F_{xm} = 148 \cdot 1,55^2 \cdot 9,81 \frac{5600}{3 \cdot 50 \cdot 7,3 \cdot 6,15} \cdot 10^3 = 2894 \cdot 10^3 \text{ N}.$$

Como habíamos dicho esta fuerza, dirigida por el eje de la espira en ambos lados de cualquier sección, tiende a romper el devanado exterior. Si  $w$  es el número de espiras del devanado dado y  $S$ , el área de la sección transversal de la espira, el esfuerzo de rotura por unidad de esta área será:

$$F_{rot} = \frac{F_{xm}}{2 \pi w S}. \quad (21-18)$$

En el transformador tomado más arriba  $w_1 = 571$  y  $S_1 = 2,07 \text{ mm}^2$ ; por consiguiente,  $F_{rot} = 39,8 \text{ N/mm}^2$ . Generalmente se admite  $F_{rot} \leq 5 \div 60 \text{ N/mm}^2$ .

Puesto que en los transformadores de normal construcción las fuerzas  $F_y$  y  $F_z$  son generalmente mucho menores que la fuerza  $F_x$ , aquí no se da el cálculo de estas fuerzas.

## 21-5. Causas y carácter de las sobretensiones en los transformadores

Sobretensión de un transformador puede denominarse cualquier elevación de la tensión por encima de la tensión máxima de servicio<sup>1)</sup>. Pero, generalmente, bajo la denominación de sobretensión se entienden los procesos breves con carácter de cortos impulsos aislados periódicos y aperiódicos.

<sup>1)</sup> Se han establecido las siguientes tensiones máximas de servicio del transformador en función de la tensión calculada para el aislamiento de los devanados:

Tensión calculada para el aislamiento de los devanados, kV	3	6	10	15	20	35	110	154	220
Tensión máxima de servicio, kV	3,5	6,9	11,5	17,5	23	40,5	121	169	242

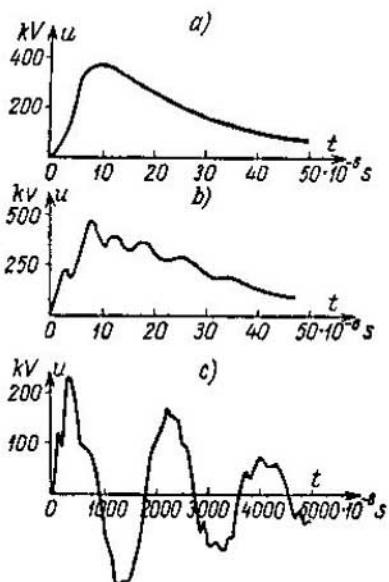


Fig. 21-9. Ondas de sobretensión

atmosféricas, y b) ondas periódicas procesos de comutación.

Los resultados de las investigaciones demostraron que a) las sobretensiones provocadas por los procesos de conexión y desconexión pueden superar la tensión nominal de fase en 2—5 veces; b) las sobretensiones de avería en 7—8 veces y c) las sobretensiones provocadas por causas atmosféricas en 7—12 veces. Las sobretensiones que superan la tensión de servicio de la línea en 2,5 veces no se consideran peligrosas; pero si la superan en 3,5 veces ya son peligrosas.

Las sobretensiones que alcanzan los bornes del transformador pueden ser limitadas con unas u otras medidas de protección. Son mucho más peligrosas las sobretensiones que surgen dentro del transformador cuando la onda electromagnética se distribuye a lo largo del devanado y durante las cuales la tensión entre las bobinas o incluso entre las espiras del devanado pueden superar en muchas veces las tensiones normales entre ellas en el régimen estacionario de trabajo del transformador. La experiencia demuestra que generalmente se deterioran las espiras más próximas a los terminales del transformador, pero, en general, las sobretensiones y las roturas del aislamiento pueden surgir en cualquier punto del devanado en dependencia principalmente de sus características. La rotura del aislamiento conduce a la avería del transformador y a la infracción de las condiciones normales de servicio de la instalación dada. Desde este punto de vista es comprensible que las sobretensiones en los transformadores siempre fuesen objeto de múltiples investigaciones y observaciones.

No obstante, hay que tener en cuenta que los fenómenos que acompañan a la propagación de la onda de sobretensión en el transformador se distinguen por su complejidad singular y no se someten totalmente al análisis matemático. Hay que hacer varias suposiciones simplificadoras para poder reducir este fenómeno a una forma relativamente simple para poder actuarar su carácter fundamental. Sin embargo, los resultados obtenidos han permitido hacer varias valiosas conclusiones y sirvieron de estímulo para el desarrollo de nuevos puntos de vista sobre las sobretensiones y particularmente para el desarrollo del nuevo tipo de transformador llamado a prueba de rayos.

Las causas de la sobretensión pueden ser:

1) los fenómenos de carácter atmosférico: golpes directos de los rayos sobre la línea de transmisión, fenómenos de inducción electromagnética en la línea de transmisión, fenómenos de inducción electromagnética en la línea durante las descargas de las nubes, e inducción electrostática por las nubes cargadas, electrificación de los conductores de la línea por el viento con la participación de pequeñas partículas de polvo, nieve, etc.;

2) los procesos de comutación: conexión, desconexión, cambios rápidos de las cargas, etc., acompañados de cambios bruscos de la energía electromagnética del sistema;

3) los procesos de carácter de avería: cortocircuitos y desconexiones, arcos repetidos de conexión a tierra, etc.

El carácter de los procesos que ocurren en el transformador en condiciones de sobretensión depende de la forma de la onda hertziana. Existen: a) ondas aperiódicas simples (fig. 21-9,a) y complejas (fig. 21-9,b), de las cuales las primeras se observan generalmente en los casos de sobretensiones (fig. 21-9, c), que se observan durante los

## 21-6. Circuito equivalente de un transformador en caso de sobretensiones

Aquí sólo analizaremos el caso elemental de sobretensiones en un transformador con solo un devanado de alta tensión al que la onda de sobretensión llega desde el borne de línea A (fig. 21-10), estando el otro borne X (el neutro) aislado o puesto a tierra.

En el régimen estable de funcionamiento la corriente circula prácticamente sólo por el devanado del transformador, encontrando en su camino las resistencias activas e inductivas. Pero durante las sobretensiones el fenómeno cambia radicalmente. En efecto, los fenómenos ligados con las sobretensiones transcurren a una velocidad extraordinaria y son percibidos por el transformador como fenómenos oscilatorios de muy alta frecuencia. En este caso la resistencia inductiva del transformador se hace muy grande, mientras que la capacitancia, por el contrario, disminuye. En el límite se puede considerar que durante las sobretensiones la corriente sólo fluye por las capacitancias (capacidades  $C$  de la parte dada del devanado, por ejemplo la bobina, con respecto a la parte adyacente y las capacidades de los devanados a tierra  $C_t$ ). Para simplificar el análisis no se toman en cuenta las capacidades entre los devanados. En estas condiciones el circuito equivalente del transformador tiene la forma representada en la fig. 21-10.

Puesto que las capacidades  $C$  están conectadas en serie, la capacidad a lo largo del devanado constituye:

$$C_{\text{dev}} = \frac{1}{n} C, \quad (21-19a)$$

donde  $n$  es el número de elementos (bobinas) del devanado.

Las capacidades a tierra  $C_t$  están conectadas en paralelo, por eso la capacidad del devanado con respecto a la tierra es:

$$C_{ti} = nC_t. \quad (21-19b)$$

Las capacidades  $C_{\text{dev}}$  y  $C_{ti}$  pueden ser sustituidas por una equivalente, o así llamada *capacidad de entrada*:

$$C_{\text{ent}} = \sqrt{C_{\text{dev}} C_{ti}}. \quad (21-19c)$$

Durante el análisis de los fenómenos que ocurren en el transformador en caso de sobretensión partiremos de la suposición de que sobre el transformador llega una onda infinitamente larga y rectangular. Como es sabido la onda de sobretensión se propaga a lo largo de la línea a una velocidad  $v = 1/\sqrt{LC_t}$ , donde  $L$  y  $C_t$  son la inductancia y la capacidad por unidad de longitud de la línea; para las líneas aéreas esta velocidad es próxima a la velocidad de propagación de la luz. En este caso, una de las principales características de la línea es su impedancia de onda  $z = \sqrt{L/C_t}$ ; para las líneas aéreas  $z \approx 350 - 450 \Omega$ ; en las líneas de cable, debido a que su capacidad es considerablemente mayor,  $z \approx 50 \Omega$ . La impedancia de onda de los transformadores es varias veces mayor que la impedancia de las líneas aéreas y varía en función del carácter o de la frecuencia de las vibraciones.

Según se sabe [10], al pasar la onda de tensión desde el circuito con menor impedancia de onda (en el caso dado desde la línea) al circuito con mayor impedancia de onda (al transformador) la tensión en los bornes del transformador aumenta, y en el límite puede duplicarse (fig. 21-11, a, b). El intervalo de tiempo durante el cual la tensión  $U_0$  en el borne de entrada del transformador crece hasta el valor doble  $2U_0 = U$  es muy pequeño, del orden de  $0,1 \mu s$ . Durante este tiempo, es decir, casi instantáneamente, se carga el circuito capacitivo del

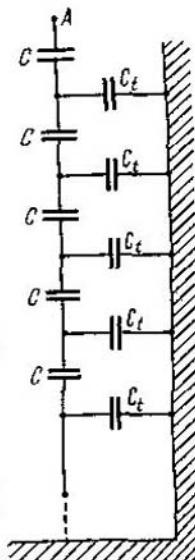


Fig. 21-10. Circuito equivalente simplificado del devanado de AT durante el proceso ondulatorio en un transformador

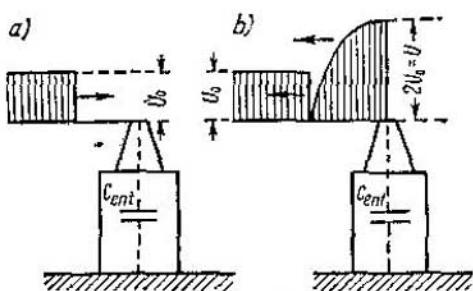


Fig. 21-11. Reflexión de la onda con frente rectangular

transformador (véase la fig. 21-10) y se crea el cuadro de distribución inicial de la tensión a lo largo del devanado. Este cuadro puede diferir considerablemente del cuadro de distribución de la tensión en el devanado en las condiciones de régimen estacionario.

Puesto que durante el desarrollo ulterior del proceso el devanado representa una combinación compleja de capacidades e inductancias, el paso del estado inicial al de equilibrio tiene lugar por medio del proceso oscilatorio, que decrece gradualmente a causa de la resistencia activa del devanado y la conductancia del aislamiento.

## 21-7. Distribución inicial de la tensión a lo largo del devanado del transformador

Analicemos el circuito de la fig. 21-10, considerando que el final  $X$  del devanado está puesto a tierra. Si no hubiera capacidades puestas a tierra ( $C_t=0$ ), todas las capacidades  $C$  estarían conectadas entre sí en serie y por todo este circuito circularía corriente de una misma intensidad si fueran iguales las capacidades  $C$ , obtendríamos una distribución uniforme de la tensión a lo largo del devanado, lo mismo que durante el funcionamiento en régimen estable. La fig. 21-12, a) representa esta distribución con una recta inclinada que une los puntos  $M$  y  $N$  correspondientes al borne de entrada del devanado con tensión  $U$  y a su final con potencial cero respectivamente.

Por el contrario, si no existieran las capacidades  $C(C=0)$ , la corriente pasaría a tierra desde la línea sólo a través de la primera capacidad  $C_t$  a partir del origen del devanado. Físicamente esto significa que toda la tensión se concentra en la primera espira, debido a lo cual ésta está sometida a una sobretensión muy alta. En la fig. 21-12 tal distribución se representa con la recta vertical que une el punto  $M$  con el origen de coordenadas.

La distribución real de la tensión a lo largo del devanado se encuentra entre estas dos representaciones paralelas de distribución. Veamos cuál es el carácter de la distribución de la tensión con un ejemplo particular. Supongamos que el devanado de alta tensión tenga  $n=5$  eslabones y que  $C=C_t$  (fig. 21-13, a)). Sean  $U_1, U_2, \dots, U_5$  las ten-

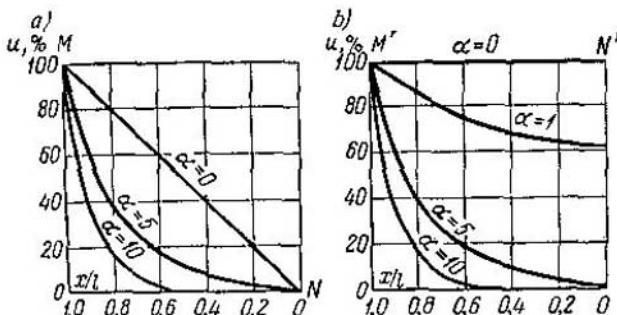


Fig. 21-12. Distribución de las tensiones en el instante inicial en los transformadores: a — con neutro a tierra; b — con neutro aislado

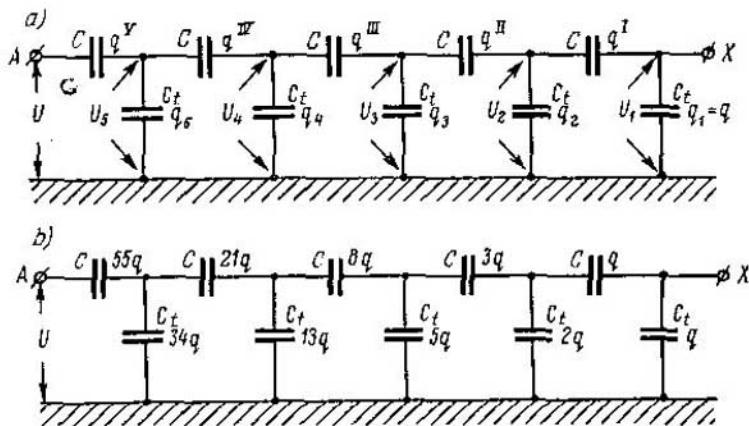


Fig. 21-13. Distribución inicial de la tensión a lo largo de los devanados del transformador

siones en los bornes de los condensadores  $C_t$ , contándose los elementos y sus correspondientes capacidades desde el final del devanado  $X$  hacia su origen  $A$ . Entonces  $U_1=q_1/C_t=q/C_t$ , donde  $q_1=q$  es la carga del primer condensador  $C_t$  contando desde el final del devanado. Como los condensadores  $C_t$  y  $C$  están conectados en serie, la carga  $q^I=q$ . En este caso la tensión  $U_2=q_2/C_t$ , pero ya que  $U_2=U_1+q^I/C_t=q/C_t+q/C_t=2q/C_t$ , entonces  $q_2=2q$ . Asimismo  $q^{II}=q_2+q^I=2q+q=3q$ . Esto nos permite determinar la carga  $q_3$ , a saber:  $U_3=q_3/C_t$  o bien  $U_3=U_2+q^{II}/C_t=2q/C_t+3q/C_t=5q/C_t$ ; por consiguiente,  $q_3=5q$ . Continuando el cálculo de las cargas, obtenemos la cadena representada en la fig. 21-13, b, donde  $q^{III}=q_3+q^{II}=5q+3q=8q$ ;  $q_4=q^{III}+q_3=13q$ ;  $q^{IV}=q_4+q^{III}=21q$ ;  $q_5=q^{IV}+q_4=34q$  y  $q^V=q_5+q^{IV}=55q$ .

Un análisis matemático más detallado demuestra que la tensión a lo largo de la cadena que sustituye al devanado se distribuye según la ley de funciones hiperbólicas, y la tensión  $u_x$  con respecto a tierra en cualquier punto situado a la distancia  $x$  del final del devanado se determina por las expresiones:

a) estando el neutro puesto a tierra

$$u_x = \frac{U \operatorname{sh} \frac{\alpha x}{l}}{\operatorname{sh} \alpha}; \quad (21-20)$$

b) en caso de neutro aislado

$$u_x = \frac{U \operatorname{ch} \frac{\alpha x}{l}}{\operatorname{ch} \alpha}. \quad (21-21)$$

Aquí,  $U$  es la tensión en los bornes de salida del transformador (véase la fig. 21-11, b);  $\alpha = \sqrt{C_{t1}/C_{dev}}$ ;  $l$  es la longitud total del devanado del transformador. En los transformadores modernos  $\alpha = 5 \div 15$ ; por eso, las expresiones (21-20) y (21-21) dan prácticamente la misma representación de la distribución inicial de la tensión para ambos casos considerados, es decir, tanto para el caso de neutro a tierra, como con neutro aislado (fig. 21-12, a y b). En el caso particular analizado más arriba, tenemos:  $C_{t1}=5C$ ,  $C_{dev}=C/5=C_t/5$  y  $\alpha = \sqrt{C_{t1}/C_{dev}}=5$ . Es fácil convencerse de que la curva de distribución de la tensión, que corresponde a la cadena de la fig. 21-13, b coincide prácticamente con la curva correspondiente a  $\alpha=5$ , trazada de acuerdo con las fórmulas (21-20) ó (21-21) en la fig. 21-12, a y b.

Para calcular la rigidez eléctrica de un devanado es necesario conocer el gradiente de potencial entre dos elementos contiguos del devanado (zonas, espiras). En las curvas de la fig. 21-12, *a* y *b* se ve que en el primer instante el máximo gradiente de potencial está en el origen del devanado, en sus primeras espiras, es decir, cuando  $x=0$ . La magnitud de este gradiente se determina por la primera derivada  $\frac{du_x}{dx}$ . Determinando el valor de esta derivada por las expresiones (21-20) y (21-21), y teniendo en cuenta que para  $\alpha \geq 3$  tenemos  $\theta \approx \alpha$ ,  $\theta \approx 1$ , en ambos casos obtenemos:

$$\left[ \frac{\partial u_x}{\partial x} \right]_{x=0} = \frac{U}{l} \alpha. \quad (21-22)$$

El primer factor en la expresión (21-22) da el valor del gradiente de tensión para la distribución uniforme de la tensión a lo largo del devanado, el segundo factor indica que en el momento inicial los elementos del devanado más próximos a la entrada *A* están sometidos a una tensión de  $\alpha = 10 \div 15$  veces mayor que para la distribución uniforme de la tensión. Esto obliga a tomar medidas para proteger el aislamiento del devanado contra la perforación.

### 21-8. Proceso transitorio y distribución final de la tensión

Las curvas de distribución de la tensión para  $\alpha = 10$  representadas en la fig. 21-12, *a* y *b*, corresponden al momento inicial del proceso, o sea, a  $t=0$ . Después de esto comienza el proceso transitorio al final del cual, después de un intervalo suficiente, la onda de tensión se distribuye uniformemente a lo largo del devanado. Con el neutro puesto a tierra, la distribución final de la tensión se representa con la recta inclinada *MN* en la fig. 21-14, *a*, y en el caso de neutro aislado todo el devanado adquiere en el instante final un mismo potencial, representado en la fig. 21-14, *b*

con la recta *M'N'* paralela al eje de abscisas. Como habíamos dicho más arriba el paso de la distribución inicial de la tensión a la final se realiza en forma de oscilaciones que se producen con el tiempo y en el espacio. El análisis del proceso en este estadio representa una complejidad considerable, puesto que es necesario tener en cuenta la influencia de las relaciones que existen entre las partes del devanado, que no pueden ser expresadas por una ley sencilla.

En dependencia de la suposición admitida con respecto a las relaciones mencionadas se obtiene una u otra expresión para la ley de las oscilaciones en el devanado del transformador. Para las suposiciones más sencillas, la expresión buscada se obtiene como la integral de una ecuación diferencial en derivadas parciales de orden no inferior al cuatro. Un análisis detallado da los siguientes resultados: a) el proceso que tiene lugar en el devanado es periódico y se amortigua según la ley de función exponencial, la tensión varía en el espacio por la

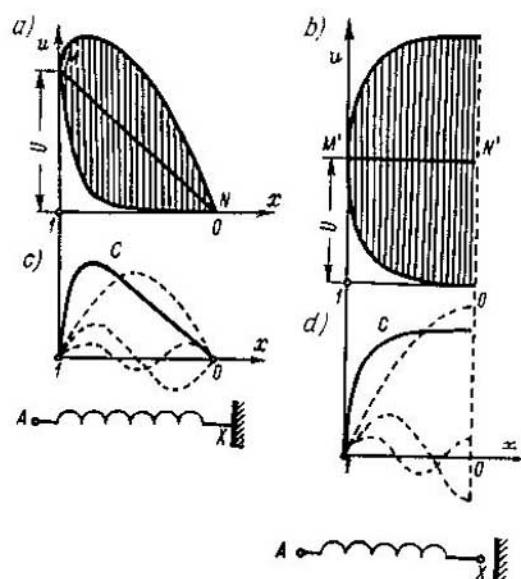


Fig. 21-14. Fenómeno transitorio en el transformador: *a* y *c* — con neutro a tierra; *b* y *d* — con neutro aislado

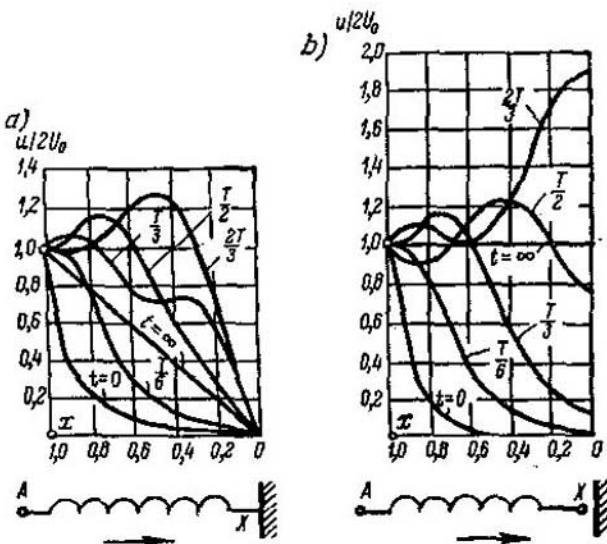


Fig. 21-15. Distribución de la tensión a lo largo del devanado en diferentes instantes; a — con neutro a tierra; b — con neutro aislado

coordenada  $x$ , es decir, a lo largo de la longitud del devanado, y con el tiempo en cada punto del devanado; b) la distribución final de la tensión (rectas  $MN$  y  $M'N'$  en la fig. 21-14, a y b) se puede considerar como ejes respecto a los cuales tiene lugar el proceso oscilatorio; los límites de las posibles oscilaciones están en las zonas sombreadas de la fig. 21-14, a, b; c) la diferencia entre las distribuciones final e inicial de la tensión se puede desarrollar en una serie armónica, y para transformadores con neutro a tierra se obtiene una serie que se compone de una, dos, tres, etc. semiondas (fig. 21-14, c); para transformadores con neutro aislado, se obtiene una serie compuesta de  $1/4$ ,  $3/4$ ,  $5/4$ , etc., de onda (fig. 21-14, d); con el tiempo los armónicos superiores pulsan con una frecuencia  $f_n$  proporcional al orden del armónico  $n$ .

Los armónicos de tensión de diferentes órdenes se propagan a lo largo del devanado con diferentes velocidades, por eso la onda que penetra en el devanado se deforma continuamente. La fig. 21-15, a para el neutro a tierra y la fig. 21-15, b para el neutro aislado muestran un ejemplo de distribución de la tensión a lo largo del devanado en diferentes instantes, estando indicado el tiempo en las curvas en fracciones del período de oscilación a partir del instante en que se establece la distribución inicial de la tensión. Además, el análisis permite deducir que la impedancia de onda del devanado del transformador no es una magnitud constante, sino que representa una función del orden del armónico. Tanto en lo que concierne a la deformación de la onda, como a la impedancia de la misma, el transformador se difiere bruscamente de una línea de transmisión en la cual la onda se propaga casi sin distorsión; la línea tiene una impedancia de onda constante para todas las ondas y los impulsos.

Análogamente se estudian los fenómenos más complejos que tienen lugar cuando llega al transformador un impulso aperiódico de cualquier forma. Si el impulso representa una oscilación de alta frecuencia, surge el peligro de la resonancia entre el impulso de la frecuencia dada y uno cualquiera de los armónicos. Por consiguiente, se puede considerar que en el transformador pueden surgir considerables gradientes de tensión tanto entre el devanado del transformador en un punto dado y la tierra,

como entre las partes contiguas del devanado. En cada uno de estos casos el transformador puede sufrir una avería, como resultado de la cual con frecuencia queda para largo tiempo fuera de servicio.

## 21-9. Protección del transformador contra sobretensiones

Hay dos clases de protección contra las sobretensiones: externas e internas. El objeto de las medidas de protección externa es evitar el peligro de la onda que llega al transformador rebajando su amplitud y haciéndola más suave. A las medidas de protección exterior pertenecen la elección correcta de la trayectoria de la línea de transmisión, el dispositivo de toma de tierra de los cables, la instalación de diferentes clases de descargadores y también la coordinación del aislamiento de todo el sistema con ayuda de espacios de chispa especiales llamados *coordinadores* de tal modo que el aislamiento del devanado sea el más fiable de todo el sistema.

Las bobinas reactivas y los condensadores utilizados en el pasado para fines de protección no se utilizan actualmente, ya que la experiencia ha mostrado, y el análisis subsiguiente lo ha confirmado, que la eficacia de esta protección es insuficiente.

Las medidas de protección interna del transformador contra las sobretensiones consiste en: *el refuerzo del aislamiento de las bobinas de entrada y finales*, en las cuales, como hemos visto más arriba, pueden surgir los máximos gradientes de tensión; *la protección capacitiva* de los transformadores.

En la actualidad los transformadores de potencia en aceite fabricados en la URSS para tensiones de hasta 38,5 kV inclusive sólo tienen protección contra las sobretensiones en forma de aislamiento reforzado de las bobinas extremas del devanado de alta tensión. Las bobinas normales de estos transformadores tienen un aislamiento de 0,5 mm de espesor en ambos lados, mientras que las bobinas con aislamiento reforzado tienen un aislamiento de 1,4 mm. Puesto que en este caso se dificulta la disipación del calor, la densidad de corriente en las bobinas con aislamiento reforzado es de un 20 a un 30% menor que en las bobinas normales. El número de bobinas con aislamiento reforzado es de un 5 a un 7% del número total de bobinas del devanado.

En transformadores para 110 kV y más alta tensión, además del refuerzo del aislamiento de las bobinas extremas se utiliza la protección capacitativa, con el objeto de que los impulsos de sobretensión se distribuyan a lo largo del devanado aproximadamente de la misma manera que en la distribución final de la tensión, es decir, con suficiente uniformidad. En este devanado no pueden tener lugar fuertes procesos oscilatorios y, por lo tanto, no pueden surgir excesivos gradientes de tensión entre los elementos del devanado. Los transformadores provistos de esta protección se denominan *no resonantes o sin oscilaciones*.

La idea de protección capacitativa consiste en lo siguiente. Si se pudiera hacer un devanado de tal modo que la capacidad a tierra  $C_{ti}=0$  tendríamos que  $\alpha = \sqrt{C_{ti}/C_{dev}}=0$ ; en este caso, como se ve en las curvas de la fig. 21-12, a y b, la distribución de tensión en el devanado es inmediatamente uniforme, es decir, desde el instante en que llega la onda de sobretensión al transformador. Físicamente es imposible eliminar las capacidades a tierra, pero sí es posible compensar las corrientes necesarias para cargar estas capacidades por la corriente que circula desde la línea a través de un sistema de capacidades protectoras de pantalla  $C_p$  conectadas al devanado.

Las capacidades protectoras por su estructura pueden ser distintas. La fig. 21-16, a representa un sistema con neutro a tierra en el que la capacidad protectora se realiza con ayuda de una pantalla construida de material aislante y con superficie metalizada, y que está conectada al extremo de línea del devanado. eligiendo correctamente las capacidades protectoras, la corriente necesaria para cargar la capacidad dada a tierra, por ejemplo, la corriente  $I_2$  para cargar la capacidad a tierra  $C_{te}$ , se suministra directamente a través de la capacidad protectora  $C_{p2}$ , sin pasar por la cadena de capacidades  $C$  conectadas en serie entre las bobinas. Por eso el circuito de la fig. 21-16, a puede ser sustituido por el de la fig. 21-16, b. Su parte izquierda

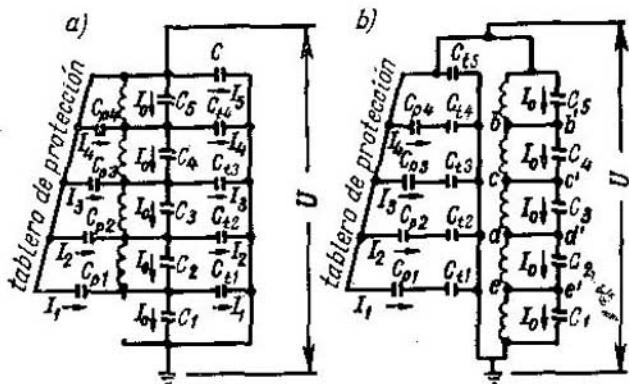


Fig. 21-16. Circuitos equivalentes de un transformador no resonante

está compuesta de capacidades y, por consiguiente, representa un sistema no resonante. La parte derecha del mismo circuito está constituida por dos ramas en paralelo, una de las cuales está compuesta de varias inductancias conectadas en serie y la otra está compuesta del mismo número de capacidades entre las bobinas conectadas en serie. Todos los eslabones de cada cadena son idénticos; por eso cada eslabón de cada cadena tiene la misma tensión, y a lo largo de cada cadena circula corriente de la intensidad dada. En los puentes de unión  $bb'$ ,  $cc'$ , etc. no hay corriente, es decir, todo ocurre como si las dos cadenas fueran eléctricamente independientes entre sí. Así pues, la parte derecha del circuito, así como la izquierda, representa un sistema no resonante.

La protección capacitiva en forma de pantallas complica la construcción del transformador. Por eso en la Fábrica de transformadores de Moscú se diseñó un sistema original de protección capacitiva parcial (ideado por S. I. Rabinovich, S. Y. Krongauz, A. M. Chertin y A. G. Perlin). En la fig. 21-17 está representado esquemáticamente este sistema de protección. Los dispositivos protectores se componen: a) de una bobina  $A$ , con aislamiento reforzado de 3,5 a 5 mm de espesor en cada lado; b) una bobina  $B$  con el mismo aislamiento reforzado que en la bobina  $A$  y con pantalla capacitiva  $PC$  fijada con ayuda de bandajes a la bobina; c) cuatro bobinas  $C$  con aislamiento normal y protegidas cada una por la pantalla capacitiva  $PC$ .

Las bobinas con aislamiento reforzado están construidas con hilos conductores cuya sección transversal es de 1,5 a 2 veces mayor que la de las otras bobinas y con menor densidad de corriente tolerable.

Las pantallas capacitivas se hacen de conductores de cobre de la misma sección transversal que la bobina que protegen y están conectadas al extremo de línea del devanado, es decir, tienen el potencial de línea. El conductor de la pantalla está fiabilmente aislado de la bobina con una capa de aislamiento de 5 mm de espesor en cada lado. La distancia entre la bobina y la pantalla determina el valor necesario de la capacidad protectora. La pantalla capacitiva debe estar en circuito abierto (para evitar que forme una espira cerrada en sí misma) y cubre la bobina en 2/3 de su circunferencia aproximadamente.

Como los gradientes de tensión alcanzan su máximo valor en la bobina de entrada, es de suma importancia distribuir la tensión entre las espiras de esta bobina lo más uniformemente posible. Con este fin en los transformadores modernos de gran potencia además de las pantallas capacitativas se emplea un anillo capacitivo que puede estar hecho de cartón aislante prensado y que representa una arandela de 8—10 mm de espesor con bordes redondeados sobre la que está arrollada una cinta de

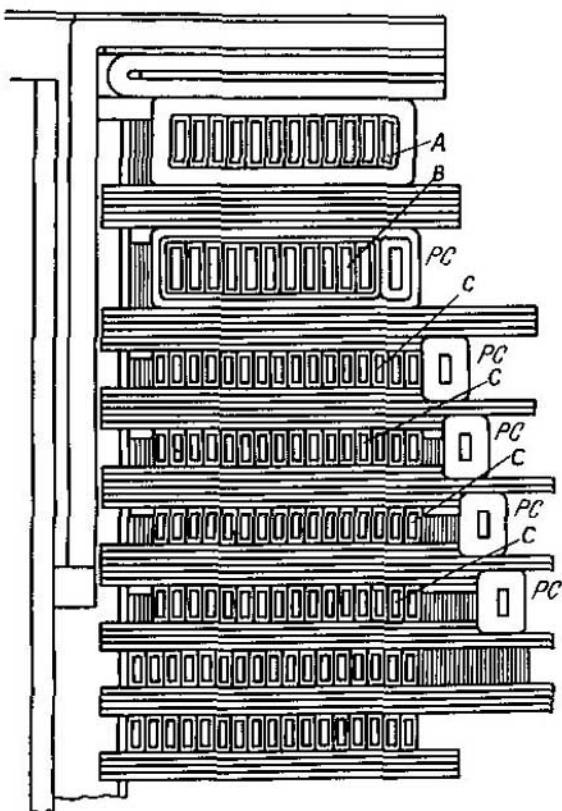


Fig. 21-17. Protección del devanado contra sobretensión por medio de pantallas capacitivas

cobre aislada exteriormente (fig. 21-18). La cinta de cobre se conecta por medio de un cable especial al extremo de línea o neutro del devanado. El anillo capacitivo, así como la pantalla capacitiva, deben estar eléctricamente abiertos.

La experiencia de servicio indica que los transformadores protegidos de la manera descrita más arriba soportan las sobretensiones atmosféricas, que son las más peligrosas; por eso estos transformadores se llaman no detonantes.

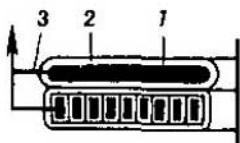


Fig. 21-18. Anillo capacitivo

1 — anillo capacitivo; 2 — aislamiento del anillo; 3 — conexión a la entrada

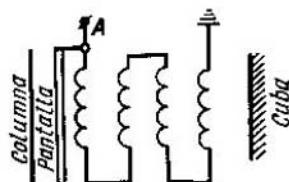


Fig. 21-19. Esquema de circuito de un devanado de capas múltiples apantallado

Para la misma finalidad de protección del transformador contra las sobretensiones se utiliza también el devanado cilíndrico de capas múltiples (fig. 21-19). En esta construcción la capacidad entre las capas  $C_{dev}$  es considerablemente mayor que la capacidad respecto a la tierra  $C_{ti}$ . Por consiguiente, el factor  $\alpha = \sqrt{C_{ti}/C_{dev}}$  es pequeño, y la distribución inicial de la tensión difiere poco de la estacionaria. Para igualar la capacidad entre las capas y eliminar la influencia de la capacidad del devanado sobre la columna se emplean una o dos pantallas cilíndricas de acuerdo con el esquema de la fig. 21-19.

## CAPÍTULO XXII

### CALENTAMIENTO Y REFRIGERACIÓN DE LOS TRANSFORMADORES

#### 22-1. *Observaciones preliminares*

El problema del calentamiento y la refrigeración de los transformadores es en principio el mismo que para las máquinas giratorias, con la única diferencia de que el transformador no dispone de las piezas giratorias que poseen las máquinas eléctricas, lo que influye sobre la ventilación y, por lo tanto, sobre el calentamiento de estas últimas. Lo mismo que en las máquinas eléctricas, las pérdidas por dispersión en el núcleo y en los devanados del transformador durante su funcionamiento se convierten en energía térmica y calientan las partes correspondientes del transformador. Bajo el efecto de los gradientes térmicos el calor se dirige desde el lugar de su origen hacia los sitios en los que puede ser transferido al medio refrigerante, o sea, al aire o agua, según el método de refrigeración del transformador. La difusión del calor transcurre de la misma forma que en las máquinas eléctricas, es decir, por radiación y convección. La teoría del calentamiento y la refrigeración de los cuerpos sólidos que sirve de base para el análisis del régimen térmico de funcionamiento de las máquinas eléctricas se extiende también a los transformadores. En adelante trataremos del transformador en aceite como tipo principal de los transformadores de potencia. El régimen térmico de este transformador, en comparación con el de las máquinas giratorias, tiene una serie de particularidades específicas que necesitan un análisis complementario.

#### 22-2. *Métodos de refrigeración de los transformadores en aceite*

El régimen térmico de un transformador en aceite depende en sumo grado del modo de su enfriamiento. Existen transformadores: a) con refrigeración natural en baño de aceite; b) refrigeración forzada por aire por soplado; c) circulación forzada del aceite con enfriamiento de éste con auxilio de refrigerantes de aire o de agua.

Los transformadores fabricados en la URSS de hasta 7500 kVA de potencia tienen refrigeración natural en baño de aceite, los transformadores de mayores potencias tienen refrigeración por soplado y en casos especiales por circulación forzada del aceite.

### 22-3. Flujos caloríficos y condiciones de difusión del calor en un transformador en aceite

Consideraremos que el proceso calorífico del transformador es estable y que, por consiguiente, todas las piezas del transformador tienen una temperatura constante y que el exceso de temperatura con respecto a la temperatura  $v_0$  del medio refrigerante también es constante.

El cuadro de distribución de los flujos caloríficos y de la temperatura en las diferentes piezas de un transformador en aceite tiene un carácter complicado y es difícil de estudiarlo. Para facilitar el cálculo térmico del transformador, se divide todo el curso del flujo calorífico comprendido desde la pieza caliente hasta el medio refrigerante en varios tramos naturales, a saber: a) desde los puntos interiores más calientes de la parte activa dada del núcleo o del devanado hasta sus superficies exteriores bañadas por el aceite; b) desde la superficie exterior de la parte dada del transformador hasta el aceite que la baña c) desde el aceite hasta la pared del enfriador, por ejemplo, la cuba y d) desde la pared de la cuba hasta el medio refrigerante: aire o agua.

En el tramo 1 la transferencia del calor transcurre por conductibilidad, en los tramos 2 y 3, por convección del aceite, y en el tramo 4, por radiación y convección.

El más importante de estos tramos es el 3. La fig. 22-1, a presenta la circulación de los flujos de convección del aceite en un transformador con cuba tubular (refrigeración natural en baño de aceite). Las investigaciones han demostrado que con una temperatura media de servicio del aceite de  $v=50 \div 60^\circ\text{C}$  y con una viscosidad del aceite correspondiente a esta temperatura, el coeficiente de transmisión de calor del aceite por convección es igual a:

$$\lambda_{\text{conv. ac}} = 40,3 \sqrt{\frac{\tau}{H}}. \quad (22-1)$$

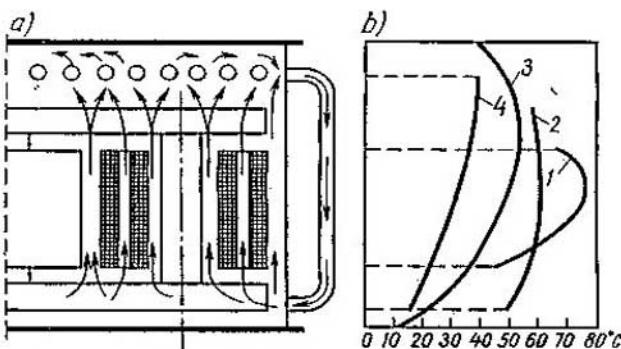


Fig. 22-1. Convección del aceite (a) y curvas de distribución de los excesos de temperatura (b) en un transformador con cuba tubular  
 1 — devanado; 2 — núcleo; 3 — aceite; 4 — superficie del tubo

Aquí  $\tau$  es el exceso de temperatura de la superficie con respecto a la temperatura del aceite expresado en  $^{\circ}\text{C}$ ;  $H$  es la altura de la superficie difusora de calor, en m.

Suponiendo que por término medio  $\tau=20^{\circ}\text{C}$  y  $H=0,5 \div 1$  m, entonces

$$k_{\text{conv}, \text{ac}} = 80 \div 100 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2).$$

Estos valores superan en 10 veces, aproximadamente, el valor del coeficiente de convección en el aire. En esto consiste el papel positivo que desempeña el aceite como medio conductor de calor.

Para simplificar el estudio de la distribución de temperatura por el núcleo y los devanados se admite que entre éstos, así como entre los devanados, no existe intercambio térmico, puesto que están separados entre sí por canales llenos de aceite.

## 22-4. Calentamiento del núcleo de un transformador

**A. Diferencia de temperaturas en el interior de un transformador.** El calor producido en el núcleo de un transformador en aceite puede ser transferido por tres direcciones: a) por el eje  $y$  del núcleo a lo largo de la chapa de acero (fig. 22-2); b) por el plano de la sección transversal del núcleo a lo largo del paquete, o sea, en dirección perpendicular al plano del dibujo; c) por este mismo plano transversalmente al paquete, es decir, en dirección del eje  $x$ .

Los saltos térmicos debidos a los flujos según los puntos "a" y "b" generalmente no se toman en consideración, ya que debido a la gran conductibilidad térmica del acero la temperatura en el núcleo por su eje  $y$  y a lo largo del paquete en la práctica se distribuye uniformemente (véase, por ejemplo, la curva 2 en la fig. 22-1, b).

Por el contrario, el flujo de la tercera clase choca en su camino con el aislamiento de entre las hojas cuya conductibilidad de calor es 10 veces menor que la del acero.

Para determinar la distribución de los excesos de temperatura en el plano de la sección transversal del núcleo en dirección del eje  $x$ , se supone que a) la conductibilidad térmica del acero, en comparación con la del aislamiento, es infinitamente grande; b) los excesos de temperatura en la superficie del núcleo por ambos lados del paquete son iguales con respecto a la temperatura del aceite (fig. 22-2); las pérdidas por unidad de peso del acero son  $p_1 = \text{const}$ .

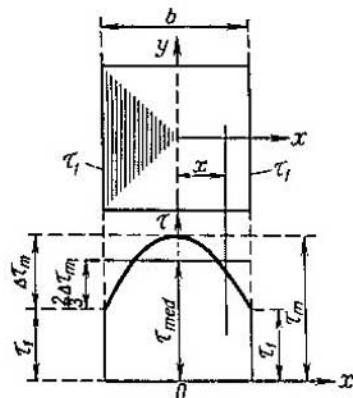


Fig. 22-2. Curva de distribución de la temperatura en el interior del núcleo

El análisis realizado en estas condiciones demuestra que el exceso de temperatura  $\tau_x$  en el punto situado a la distancia  $x$  del eje del núcleo, se expresa por la fórmula:

$$\tau_x = \tau_1 + \frac{p_1 b^2}{8\lambda_{\text{cond}}} \left[ 1 - \left( \frac{2x}{b} \right)^2 \right] = \tau_1 + \Delta\tau_m \left[ 1 - \left( \frac{2x}{b} \right)^2 \right]. \quad (22-2)$$

Aquí  $b$  es la anchura del paquete;  $\lambda_{\text{cond}}$  es la conductibilidad térmica media del núcleo en dirección del eje  $x$  y  $\Delta\tau_m$  es el salto térmico en el paquete, igual a

$$\Delta\tau_m = \frac{p_1 b^2}{8\lambda_{\text{cond}}}.$$

Así, la distribución de los excesos de temperatura por la anchura del paquete responde a la ley de la parábola cuadrática.

El máximo exceso de temperatura tiene lugar por el eje del núcleo ( $x=0$ ) y es igual a:

$$\tau_m = \tau_1 + \Delta\tau_m. \quad (22-3)$$

**B. Extracción de calor de la superficie del núcleo.** Para calcular la extracción de calor de la superficie del núcleo se introduce el exceso medio de temperatura  $\tau_{\text{med}}$  del núcleo, admitiendo que:

$$\tau_{\text{med}} = \tau_1 + \frac{2}{3} \Delta\tau_m = \tau_1 + \frac{p_1 b^2}{12\lambda_{\text{cond}}}. \quad (22-4)$$

Generalmente  $\tau_{\text{med}} = 12 \div 20^\circ\text{C}$ . Puesto que en el aceite  $\lambda_{\text{conv. ac}} = 80 \div 100 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$ , la extracción de calor  $q_0$  de 1  $\text{m}^2$  de superficie de difusión de calor del núcleo (o sea, la ocupada por espaciadores, listones, etc.) con enfriamiento natural por aceite es de  $1000 \div 2000 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$ . Cuando la circulación del aceite es forzada  $q_0 = 2500 \div 3000 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$  y más.

Si la anchura del paquete es considerable el salto térmico  $\Delta\tau_m \sim b^2$  puede alcanzar valores exorbitantes. En este caso, se hacen en el núcleo canales de refrigeración: longitudinales y transversales.

## 22-5. Calentamiento del devanado del transformador

**A. Diferencias de temperatura por la anchura y altura del devanado.** Las condiciones de distribución del calor en los devanados son más complicadas que en el núcleo y dependen de toda una serie de factores, entre los cuales los principales son: el tipo de devanado, el número, las dimensiones y la construcción de los canales de refrigeración y también el modo de enfriamiento. Generalmente los saltos de temperatura por la anchura del devanado obedecen a la misma ley de la parábola que en el núcleo (fig. 22-2). Pero, debido a que las condiciones de enfriamiento de las superficies interior y exterior del devanado del transformador generalmente no son iguales ( $\tau_1 \neq \tau_2$ ), su parte más caliente se desplaza del centro del devanado hacia su extremo. La fig. 22-3 re-

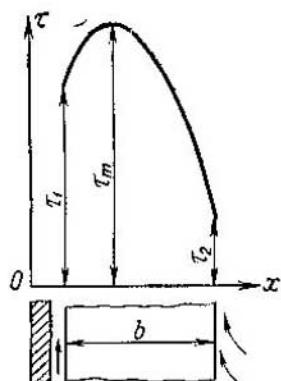


Fig. 22-3. Curva de distribución de la temperatura en el interior del devanado

presenta el salto de temperatura interior en una de las secciones transversales del devanado, por uno de cuyos lados el aceite circula por un canal estrecho y por el otro, fluye libremente.

La distribución de los excesos de temperatura por la altura del devanado es también irregular (curva 1 en la fig. 22-1, b). Esto se explica porque durante la circulación del aceite hacia arriba su temperatura se eleva (curva 3 en la fig. 22-1, b) y, por otra parte, aquí se manifiesta también el efecto de las partes laterales del devanado. En primera aproximación se puede considerar que la diferencia entre la temperatura media del devanado, determinada según el método de resistencia, y su temperatura máxima es de 10°C.

**B. Extracción de calor de la superficie del devanado.** Puesto que la distribución de la temperatura por la anchura y la altura del devanado no es uniforme, para el cálculo se introduce el exceso medio de temperatura del devanado con respecto a la temperatura del aceite  $\tau_{\text{dev.ac}}$ . Las investigaciones experimentales demuestran que  $\tau_{\text{dev.ac}}$  puede expresarse con la siguiente fórmula empírica:

$$\tau_{\text{dev.ac}} = kq_0^n. \quad (22-5)$$

Aquí  $k$  y  $n$  son el coeficiente constante y el exponente, establecidos experimentalmente, en función de la estructura del devanado y del método de refrigeración;  $q_0$  es la carga específica térmica del devanado, es decir, la cantidad de calor extraído por el aceite de una unidad de superficie del devanado en la unidad de tiempo en el régimen térmico estable. Generalmente  $q_0$  se expresa en vatios por  $1 \text{ m}^2$ .

Si  $p_{\text{ac}}$  es toda la cantidad de calor desprendido en el devanado,  $S_{\text{dev}}$  es la superficie de difusión de calor del devanado, entonces,

$$q_0 = p_{\text{ac}}/S_{\text{dev}}. \quad (22-6)$$

El valor de  $p_{\text{ac}}$  se determina con un alto grado de exactitud; por el contrario, el valor de la superficie activa de enfriamiento puede ser determinada sólo aproximadamente. Si, por ejemplo, los devanados son análogos a los de la fig. 22-4, a, b, c, entonces en el primer caso (fig. 22-4, a) el valor de la superficie de enfriamiento se determina sólo por la superficie exterior del devanado y, generalmente, no se toman en cuenta las superficies laterales; en el segundo caso (22-4, b), para el cálculo se introduce la superficie de las dos partes del devanado  $S_{\text{dev}}$ , teniendo en cuenta la superficie que ocupan las piezas de sujeción y de separación que, generalmente, constituyen el 60–70% de  $S_{\text{dev}}$ ; por fin, en el tercer caso (fig. 22-4, c), si la anchura del canal es  $b_{\text{can}} \geq 5 \text{ mm}$ , entonces se puede considerar como activa toda la superficie

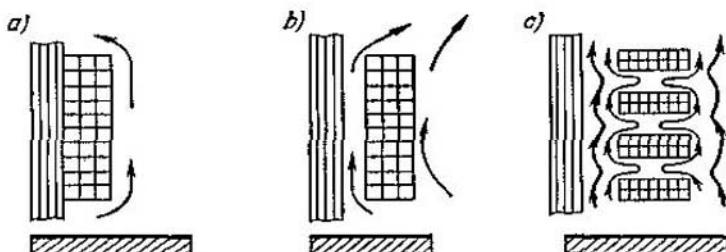


Fig. 22-4. Superficies de enfriamiento de diferentes tipos de devanado

exterior de la bobina, tomando también en cuenta la superficie ocupada por las piezas de sujeción.

En los transformadores con refrigeración natural se admite  $\tau_{\text{dev. ac.}} = -25 \div -30^\circ\text{C}$  y, correspondientemente,  $q_0 = 1200 \div 1600 \text{ W/m}^2$ ; en los transformadores con enfriamiento por soplado  $q_0 = 2000 \div 2500 \text{ W/m}^2$ ; en los transformadores con circulación forzada del aceite  $q_0 = 2500 \div -3000 \text{ W/m}^2$ .

## 22-6. Rol del aceite y de la cuba en la refrigeración del transformador

En el régimen de funcionamiento estable, todo el calor desprendido en el núcleo y en los devanados  $\Sigma p$  se extrae al aire por convección del aceite a través de la superficie exterior de la cuba. Obviamente, cuanto menor sea la superficie de la cuba  $S_{\text{cub}}$ , tanto mayor será su carga específica térmica  $q_{\text{cub}} = \Sigma p / S_{\text{cub}}$  y, por consiguiente, tanto mayor será el exceso de temperatura del aceite con respecto a la temperatura del aire  $\tau_{\text{ac. air}}$ . Una distribución ejemplar de exceso de temperatura del aceite en las superficies de la cuba y de los tubos con respecto a la temperatura del aire (generalmente, el salto de temperatura en las paredes de la cuba se desprecia) está representada en la fig. 22-1, b (curvas 3 y 4). Según las normas estatales soviéticas el exceso límite admisible de temperatura del aceite con respecto a la temperatura del aire (en las capas superiores) es  $\tau_{\text{ac. air. lim.}} = 60^\circ\text{C}$ . Para el cálculo se introduce el exceso medio de temperatura del aceite respecto de la temperatura del aire  $\tau_{\text{ac. air}}$ . Teniendo en cuenta que la distribución de la temperatura del aceite por la altura de la cuba es irregular (curva 3 en la fig. 22-1, b), como límite superior se admite: a) para transformadores con enfriamiento natural  $\tau_{\text{ac. air.}} = 40^\circ\text{C}$ ; b) para transformadores con soplado  $\tau_{\text{ac. air.}} = 45^\circ\text{C}$ .

De acuerdo con estos valores de  $\tau_{\text{ac. air}}$  se puede determinar la extracción de calor de  $1 \text{ m}^2$  de la superficie refrigerante de la cuba, es decir, la carga específica térmica de la cuba  $q_{\text{cub}}$ , según sea la construcción de la cuba y el método de su enfriamiento.

**A. Transformadores con enfriamiento natural y con cuba lisa.** En este caso, la superficie de enfriamiento de la cuba difunde el calor tanto

por radiación, como por convección. Por lo tanto, 1 m<sup>2</sup> de esta superficie, cuando su temperatura excede en 1°C con respecto a la temperatura del aire, dispersa

$$\lambda_{\text{rad.conv}} = \lambda_{\text{rad}} + \lambda_{\text{conv}} = 6 + 8 = 14 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2).$$

Si la extracción de calor del transformador es libre, tenemos:

$$q_{\text{cub}} = \tau_{\text{ac. air}} \lambda_{\text{rad conv}} = 40 \cdot 14 = 560 \text{ W/m}^2.$$

Los transformadores de potencia sumergidos en aceite modernos con enfriamiento natural y con cuba lisa pueden tener potencias de no más de 20—30 kVA. Para transformadores de mayor potencia hay que mejorar la difusión del calor.

**B. Transformadores con enfriamiento natural de las cubas de tipo tubular y de radiadores.** En un transformador con cuba tubular o con radiadores la radiación tiene lugar sólo de la superficie correspondiente a la periferia exterior de la cuba; generalmente, la superficie de difusión de calor por radiación sólo constituye el 15—20% de toda la superficie refrigerante de la cuba. Por eso, para el cálculo se introduce el coeficiente de difusión de calor equivalente  $\lambda_{\text{equiv}} = 10 \div 12,5 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$ . Admitiendo  $\tau_{\text{ac. air}} = 40^\circ\text{C}$  obtenemos:

$$q_{\text{cub}} = 40 (10 \div 12,5) = 400 \div 500 \text{ W/m}^2.$$

**C. Transformador con enfriamiento por soplado.** Actualmente se utiliza el enfriamiento forzado de los radiadores por medio de pequeños ventiladores colocados en cada radiador. En comparación con el enfriamiento natural de la cuba, el enfriamiento por soplado aumenta la difusión de calor en un 50—60%; por consiguiente,  $\lambda_{\text{equiv}} = 15 \div 20 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$ ; admitiendo  $\tau_{\text{ac. air}} = 45^\circ\text{C}$ ; tenemos:

$$q_{\text{cub}} = 45 (15 \div 20) = 675 \div 900 \text{ W/m}^2.$$

**D. Transformadores con circulación forzada del aceite.** La velocidad a la que transcurre la circulación natural del aceite es muy pequeña, del orden de varios milímetros por segundo. La investigación de este problema ha demostrado que aumentando la velocidad de circulación del aceite en  $m$  veces, la potencia del transformador aumenta en  $\sqrt[m]{m}$  veces, con los mismos excesos de temperatura del devanado. Si, por ejemplo,  $m=3$ , la potencia del transformador aumenta aproximadamente en un 30%. El aumento exorbitante de la circulación del aceite es inaceptable, ya que va acompañado de grandes pérdidas de energía en la instalación de bombeo.

Para enfriar el aceite a éste se le hace circular por un enfriador de aceite especial. Los enfriadores de aceite pueden ser: a) con refrigeración natural por aire, b) con soplado suplementario y c) con enfriamiento por agua.

En los enfriadores de aceite con enfriamiento natural por aire la cantidad de aceite que se halla en circulación es de 10—12 l/min por 1 kW de pérdidas.

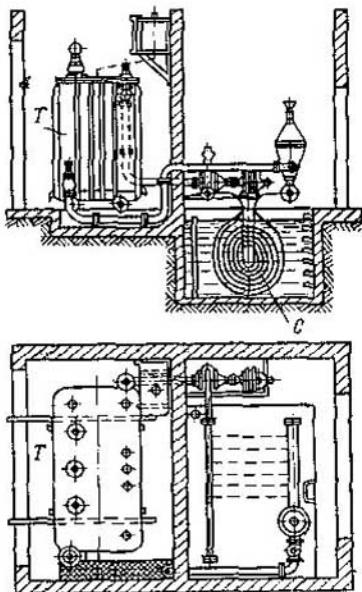


Fig. 22-5. Transformador con circulación forzada del aceite

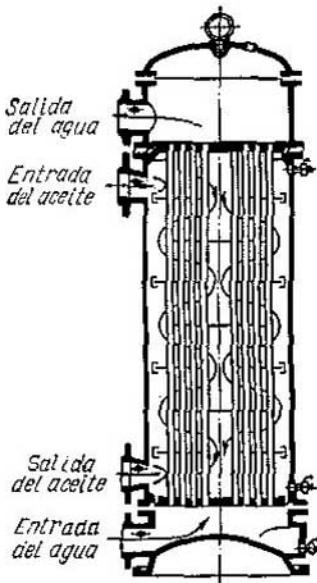


Fig. 22-6. Refrigerador tubular que funciona según el principio de contracorriente

Al emplear el enfriador con soplado la potencia del transformador aumenta aproximadamente en el mismo grado que al emplear el enfriamiento de la cuba por soplado.

En los transformadores con enfriamiento del aceite en circulación por agua se utilizan serpentines (fig. 22-5) y enfriadores tubulares, que funcionan por el principio de contracorriente (fig. 22-6). La superficie del enfriador es de 0,18-0,25 m<sup>2</sup> por 1 kW de pérdidas. La cantidad de aceite en circulación por 1 kW de pérdidas es aproximadamente 6—8 l/min, y la cantidad de agua es de 1,5 l/mn. La diferencia de temperatura entre el agua que entra y la que sale se suele elegir igual a 10°C aproximadamente.

## 22-7. Excesos máximos de temperatura admisibles

Según las normas estatales soviéticas, las condiciones nominales de medio refrigerante son:

1) la variación natural de la temperatura del aire refrigerante en las regiones donde su valor máximo no excede de +35°C, para la refrigeración por aire del transformador;

2) la variación natural de la temperatura del agua refrigerante con un valor máximo que no exceda de +25°C, para el enfriamiento por agua del transformador.

Los excesos de temperatura en las diferentes piezas del transformador con respecto a la temperatura del medio refrigerante, manteniendo en el ensayo durante cualquier tiempo las pérdidas en vacío y de cortocircuito, reducidas a 75°C, no deben exceder de los valores indicados en la tabla 22-1.

Tabla 22-1

Elemento del transformador	Exceso máximo de temperatura, °C	Método de medición
Devanado . . . . .	70	Por la variación de la resistencia
Núcleo (en la superficie). . . .	75	Por el termómetro
Aceite (en las capas superiores)	60	Idem

### 22-8. Efecto de la temperatura sobre el plazo de servicio de un transformador

De los elementos del transformador enumerados en la tabla 22-1 el más importante es el devanado, puesto que su régimen térmico está ligado inseparablemente con el proceso de desgaste térmico (envejecimiento) del aislamiento, debido a lo cual determina el plazo de servicio del transformador. En la tabla 22-1 sólo se da el exceso medio admisible de temperatura del devanado con respecto a la temperatura del aire  $\tau_{dev,air}$ , mientras que el servicio del aislamiento y los procesos de su envejecimiento que tienen lugar dependen de la temperatura de la zona más caliente del devanado  $\vartheta_m$ . Los cálculos de envejecimiento del aislamiento deberían efectuarse por esta temperatura. Pero estos cálculos son relativamente complicados; por eso se ha adoptado realizarlos por la temperatura media del devanado  $\vartheta_{dev,med}$ , tomando en cuenta debidamente la diferencia entre  $\vartheta_m$  y  $\vartheta_{dev,med}$ . Si  $\vartheta_0$  es la temperatura del aire circundante, entonces,

$$\vartheta_{dev,med} = \tau_{dev,med} + \vartheta_0 = \tau_{dev,ac} + \tau_{ac,air} + \vartheta_0. \quad (22-7)$$

Supongamos que el régimen de funcionamiento del transformador está dado y que permanece constante. En este caso, la cantidad de calor que desprende el devanado  $Q_{dev}$  y, por lo tanto, su sobrecalentamiento medio  $\tau_{dev,med}$  también serán constantes. Pero la temperatura del devanado varía con el cambio de la temperatura del aire en el curso del día y según las estaciones del año. Si  $\tau_{dev,med}=70^\circ\text{C}$ , y  $\vartheta_0=\pm 35^\circ\text{C}$ , entonces  $\vartheta_{dev}=70 \pm 35^\circ\text{C}=105 \div 35^\circ\text{C}$ . Así, la temperatura del devanado varía en límites relativamente amplios, conforme a lo cual varía también la rapidez del envejecimiento del aislamiento: como es natural; éste se desgastará tanto más pronto, cuanto más alta sea la temperatura del devanado y, por tanto, la temperatura del aislamiento.

A cada tipo de aislamiento le corresponde una determinada temperatura de calentamiento límite  $\vartheta_{lim}$  admisible, a la cual el aislamiento puede servir perfectamente durante un período de tiempo bastante largo, justificado por las condiciones de funcionamiento de la máquina eléctrica. La experiencia acumulada y las investigaciones realizadas han demostrado que, por ejemplo, el plazo de servicio de un aislamiento de la clase A puede ser expresado por la fórmula siguiente:

$$t_{aisl} = Ae^{-a\vartheta} = 7,15 \cdot 10^4 e^{-0,088\vartheta}.$$

Para los transformadores en aceite con  $A=1,5 \cdot 10^4$ , cuando el tiempo  $t_{aisl}$  está determinado en años y  $\vartheta_{dev}$  es la temperatura media por resistencia del devanado, tenemos:

$$t_{aisl} = 1,5 \cdot 10^4 e^{-0,088\vartheta_{dev}}. \quad (22-8)$$

De la fórmula (22-8) se deduce que para garantizar el desgaste normal del aislamiento durante 17-20 años, la temperatura máxima del devanado  $\vartheta_{dev.m}$  no debe exceder de 85-90°C, con la particularidad de que cada aumento de temperatura en 8° disminuye en dos veces el plazo de servicio del aislamiento. Como generalmente  $\vartheta_{dev.m} - \vartheta_{dev.med} \approx 10^\circ\text{C}$ , la temperatura media del devanado no debe exceder de 75-80°C. Suponiendo que los transformadores se instalan para el servicio en una zona climática templada con una temperatura media anual de 5 a 10°C, hallaremos que el exceso medio anual de temperatura del devanado del transformador constituye

$$\tau_{dev.med} = (75 \div 80) - (5 \div 10) = 70^\circ\text{C},$$

o sea, se obtiene precisamente el valor por el cual se determina el exceso medio admisible de la temperatura del devanado con respecto a la resistencia según la tabla 22-1. De aquí se puede hacer la deducción muy importante para el servicio de los transformadores de que, para garantizar un plazo normal de servicio de 17-20 años, determinado por el desgaste térmico del aislamiento, hay que poner el transformador en tales condiciones de servicio que el exceso medio de temperatura del devanado del transformador con respecto a la resistencia no exceda de 70°C, independientemente de la temperatura ambiente. En este caso, en las estaciones calurosas del año, la temperatura del devanado del transformador puede alcanzar e incluso exceder de 105°C, por lo cual tendrá lugar un intensivo desgaste del aislamiento, pero esto se compensará con un menor desgaste del aislamiento en el invierno.

## 22-9. Constantes del tiempo de calentamiento de un transformador

De las condiciones de calentamiento de un sólido se desprende que la constante de tiempo de calentamiento de éste se determina por la fórmula:

$$T = \frac{Gc}{S\lambda} = \frac{Gc\tau_m}{Q}.$$

Puesto que el transformador fundamentalmente consta del núcleo, devanado y aceite, que tienen diferente peso, capacidad calorífica, etc., trataremos de las constantes del tiempo de calentamiento del núcleo  $T_{\text{núcl}}$ , del devanado  $T_{\text{dev}}$  y del aceite  $T_{\text{ac}}$ .

Demostremos con un ejemplo numérico la gran diferencia que existe entre las constantes de calentamiento de las distintas partes de un transformador.

En un transformador trifásico en aceite de 5600 kVA, 35 kV y 50 Hz tenemos: que el peso del acero del núcleo  $G_{\text{acer}}=534 \text{ kg}$ ; el peso del cobre  $G_{\text{cob}}=1192 \text{ kg}$ ; el peso del aceite  $G_{\text{ac}}=5560 \text{ kg}$ . Las pérdidas en el acero son  $p_{\text{acer}}=18000 \text{ W}$ , en el cobre  $p_{\text{cob}}=57400 \text{ W}$ . La capacidad calorífica del acero es  $c_{\text{acer}}=480 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{grad})$ , la del cobre  $c_{\text{cob}}=390 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{grad})$  (aquí no se toma en cuenta el aislamiento); la capacidad calorífica del aceite es  $c_{\text{ac}}=1670 \text{ J}/(\text{kg} \cdot \text{grad})$ .

Admitiendo que el exceso de temperatura del núcleo con respecto a la temperatura del aceite es  $\tau_{\text{acer}}=20^\circ\text{C}$ , el del devanado  $\tau_{\text{cob}}=20^\circ\text{C}$  y el del aceite  $\tau_{\text{ac}}=40^\circ\text{C}$ , entonces para el acero tenemos:

$$T_{\text{acer}} = \frac{5340 \cdot 480 \cdot 20}{18000} = 2850 \text{ s} = 47,5 \text{ min};$$

para el cobre

$$T_{\text{cob}} = \frac{1192 \cdot 390 \cdot 20}{57400} = 162 \text{ s} = 2,7 \text{ min};$$

para el aceite

$$T_{\text{ac}} = \frac{5560 \cdot 1670 \cdot 40}{18000 + 57400} = 4930 \text{ s} = 82 \text{ min}.$$

Así, la constante de tiempo del calentamiento del aceite  $T_{\text{ac}}$  supera en 30 veces la constante  $T_{\text{cob}}$ . Esto nos permite considerar que con cambios rápidos de la carga podemos, sin cometer error alguno, despreciar las variaciones de la temperatura del aceite en comparación con los cambios de la temperatura del cobre.

Para transformadores con otras características las constantes de tiempo varían algo, pero la relación entre ellas es aproximadamente la misma, lo que significa que las conclusiones obtenidas más arriba tienen un carácter general.

## 22-10. Capacidad de carga del transformador

Cuando las condiciones térmicas del medio refrigerante son nominales, es decir, al aire libre en las regiones donde los valores medio anual y máximo de la temperatura ambiente que varía de manera natural son iguales a  $+5^\circ\text{C}$  y  $+35^\circ\text{C}$  respectivamente, el transformador puede funcionar continuamente con una carga nominal invariable durante su plazo de servicio normal (del orden de 20 años) limitado por el desgaste del aislamiento de los devanados.

En las condiciones de servicio, cuando la carga al variar durante el día suele ser horas enteras inferior a la nominal, entonces en las otras horas la carga puede ser superior a la nominal, es decir, se puede admitir la sobrecarga del transformador.

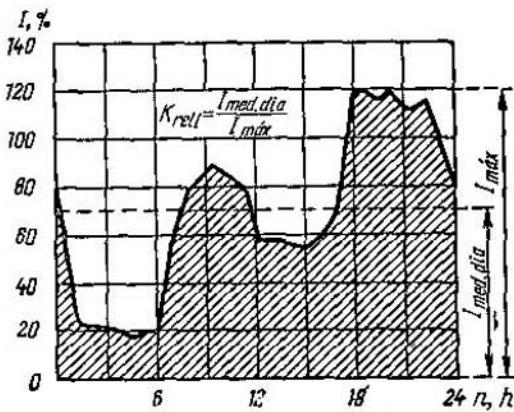


Fig. 22-7. Diagrama diario de carga

La sobrecarga sistemáticamente tolerable se determina por la relación  $k_{\text{sob}} = I_{\text{máx}}/I_n > 1$ , donde  $I_{\text{máx}}$  es el valor máximo de la corriente con la cual el transformador puede funcionar  $n$  horas al día (en total);  $I_n$  es el valor nominal de la corriente.

Para determinar  $k_{\text{sob}}$  hay que conocer el gráfico diario del transformador (fig. 22-7). El coeficiente de llenado de este gráfico se expresa en la forma siguiente:

$$k_{\text{llen}} = \frac{\int_0^{24} idt}{24 I_{\text{máx}}} = \frac{I_{\text{med.día}}}{I_{\text{máx}}}. \quad (22-9)$$

L. M. Shnitser ha demostrado que la capacidad de carga de un transformador funcionando según este diagrama con un coeficiente de llenado dado  $k_{\text{llen}}$  puede ser expresada por la ecuación de la línea recta del tipo  $k_{\text{sob}} = a - bn$ . La función  $k_{\text{sob}} = f(n)$  para varios coeficientes de llenado del diagrama  $k_{\text{llen}}$  dados está representada en la fig. 22-8. Para un coeficiente de llenado del diagrama  $k_{\text{llen}}$  dado, por estas curvas se puede determinar la cantidad de horas al día que puede estar sobrecargado el transformador según la relación  $k_{\text{sob}} = I_{\text{máx}}/I_n$ .

En caso de avería, por ejemplo, cuando deja de funcionar uno de

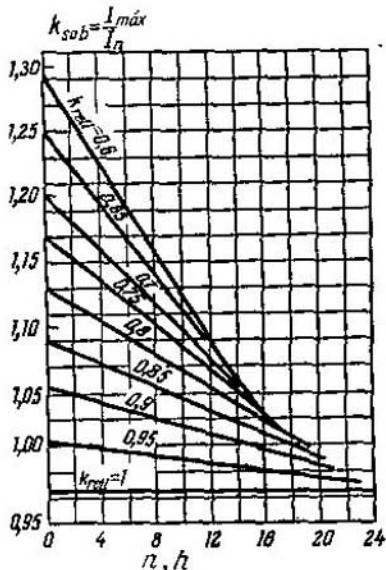


Fig. 22-8. Curvas del coeficiente de sobrecargas admisibles del transformador  $k_{\text{sob}}$  en función del tiempo de sobrecarga  $n$  y del coeficiente de llenado del diagrama de carga  $k_{\text{rell}}$

los transformadores que trabajan en paralelo, en los transformadores, de acuerdo con las normas estatales soviéticas, se admiten las siguientes sobrecargas breves: 30% durante 2 horas; 60% durante 45 min; 75%, 20 min; 100%, 10 min y 200% en el curso de 1,5 min;

El problema de la potencia de un transformador que funciona en una región donde la temperatura media anual se diferencia de  $+5^{\circ}\text{C}$  en más de  $\pm 2^{\circ}\text{C}$  se examina particularmente. En este caso, por los datos de L. M. Shnitser se puede determinar con una exactitud suficiente para la práctica, la potencia variada  $P'$  del transformador por la fórmula:

$$P' = P_n \left( 1 - \frac{\vartheta_{\text{air,med}} - 5}{100} \right),$$

donde  $P_n$  es la potencia nominal del transformador indicada en su placa de características, y  $\vartheta_{\text{air,med}}$  es la temperatura media anual del aire refrigerante.

## 22-11. Control de la temperatura y protección térmica de los transformadores

Según las normas estatales soviéticas, los transformadores deben tener los siguientes dispositivos para medir la temperatura de las capas superiores del aceite: a) los transformadores de hasta 750 kVA de potencia van dotados de termómetros de mercurio de tipo ordinario o con contactos de señalización; b) los transformadores desde 1000 kVA y más alta potencia tienen un avisador termométrico fijado en la parte lateral de la cuba a la altura de 1,5 m del fondo del transformador; c) los transformadores trifásicos de 7500 kVA y más alta potencia y los monofásicos de 3333 kVA y más alta potencia deben tener un medidor de temperatura del aceite a distancia para poder registrar esta temperatura desde el tablero de control.

En los transformadores de gran potencia a veces se controla también la temperatura del devanado  $\vartheta_{\text{dev}}$ . Generalmente se practican dos métodos de medición de la temperatura  $\vartheta_{\text{dev}}$ : a) por medio de resistencias intercaladas en el devanado, y b) mediante modelos térmicos de los devanados. A pesar del gran interés que representan estos métodos, éstos no obtuvieron amplia aplicación ya que complican considerablemente la construcción del transformador.

La protección térmica del transformador se efectúa mediante relés térmicos en los transformadores de pequeña potencia y con relés de gas en los transformadores de potencia media y de gran potencia. Aquí describiremos el relé de gas utilizado ampliamente como uno de los métodos más activos de protección de los transformadores.

La idea del relé de gas se basa en el hecho de que en los transformadores cualquier sobrecalentamiento actúa destrutivamente sobre el aislamiento de la parte donde éste se produce. Como resultado de esto aparece cierta cantidad de productos de desintegración gaseosos que se desprenden con mayor o menor velocidad según la intensidad del

proceso térmico. El gas formado asciende en condiciones normales y sale al aire a través del conservador de aceite. En el camino del gas, entre la tapa de la cuba y el conservador de aceite se intercala el relé de gas que tiene la forma representada esquemáticamente en la fig. 22-9. En estado normal el relé está completamente lleno de aceite. Cuando en el transformador se forma gas, éste se acumula en la parte superior del depósito A y reduce gradualmente el nivel de aceite. Como resultado desciende el flotador  $B_1$ , que en un momento determinado conecta el circuito con el dispositivo de señalización. Sobre la intensidad del proceso se puede juzgar por la velocidad con la que el aceite se desaloja del depósito A para lo cual en la pared lateral del depósito se practica una ventanilla con graduaciones. Tiene también mucha importancia el color del gas; por ejemplo, el matiz claro del gas indica sobre la destrucción del papel, el color amarillo indica sobre la destrucción de la madera, el oscuro, sobre el quemado del aceite. Si es necesario se puede analizar el gas tomando cierta cantidad de éste a través de un grifo especial situado en la tapa del depósito.

En el caso cuando el desprendimiento de gas tiene un carácter intenso el flujo de gas inclina el flotador  $B_2$  y cierra el circuito de mando del interruptor de aceite IA (fig. 22-9). Así, el relé de gas no sólo nos advierte sobre la avería que nos amenaza, sino que también desconecta el transformador en caso de una avería repentina.

El relé de gas es muy sensible y advierte muy temprano sobre las condiciones desfavorables que pueden ocurrir en el transformador. Por otra parte, el relé de gas es simple, barato y de funcionamiento fiable.

Son también dispositivos de protección: a) el conservador de aceite y b) el tubo de escape.

El conservador de aceite (fig. 22-10). Sirve para eliminar el contacto directo del aceite caliente de la cuba con el aire a fin de evitar una oxidación intensa del aceite, pero dando al mismo tiempo al aceite la posibilidad de dilatarse cuando se calienta. El conservador de aceite representa un depósito cilíndrico y a veces de forma rectangular instalado sobre la tapa de la cuba generalmente a lo largo de su parte estrecha y que está unido con ésta por medio de un tubo cuyo extremo termina en el interior del conservador un poco más arriba de su fondo. La capacidad del conservador debe garantizar la presencia permanente de aceite en éste en cualquier régimen de funcionamiento del transformador y también cuando la temperatura ambiente oscila entre los límites de  $-35$  hasta  $+35^{\circ}\text{C}$ . Para controlar el nivel de aceite en el conservador éste va dotado de un indicador de nivel de aceite, y en la pared del conservador o de la cuba, cerca del indicador, se trazan tres señales de

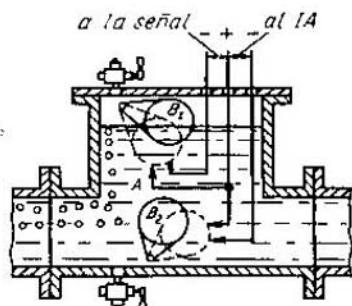


Fig. 22-9. Relé de gas

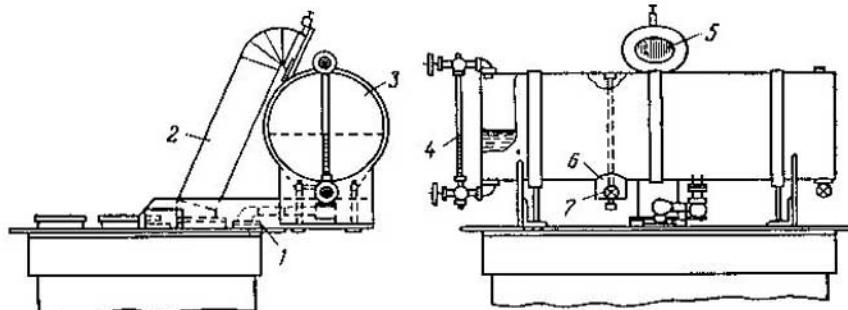


Fig. 22-10. Vista general del expensor de aceite y del tubo de escape

1 — tubo que une el expensor con el recipiente principal; 2 — tubo de escape; 3 — expensor; 4 — indicador del nivel de aceite; 5 — diafragma de vidrio; 6 — separador del agua; 7 — válvula para la toma de pruebas

control que indican el nivel de aceite cuando su temperatura es de  $-35$ ,  $+15$  y  $+35^{\circ}\text{C}$ . El conservador de aceite se instala generalmente en los transformadores de  $100 \text{ kVA}$  y más alta potencia.

El tubo de escape (fig. 22-10) se instala sobre la tapa de la cuba de los transformadores de  $1000 \text{ kVA}$  y más alta potencia y representa un tubo de acero de  $20$ — $25 \text{ cm}$  de diámetro con uno de sus extremos cerrado por una membrana (una placa de vidrio de  $3$ — $5 \text{ mm}$  de espesor). Cuando en el interior del transformador surge una deterioración, dentro de la cuba se forma rápidamente una gran cantidad de gas que hunde la membrana y se evacúa a la atmósfera. De lo contrario es inevitable la deformación de la cuba.

## CAPÍTULO XXIII

### TIPOS ESPECIALES DE TRANSFORMADORES

#### 23-1. Nociones generales

Existen muchos tipos especiales de transformadores. Entre los cuales se distinguen: a) los autotransformadores, b) los transformadores de tres devanados, c) los transformadores de gran potencia con regulación de la tensión bajo carga, d) los reguladores de inducción construidos por el tipo de máquinas asincrónicas (véase el tomo II), e) los transformadores de medida, f) los transformadores de horno eléctrico, g) los transformadores para soldadura, h) los transformadores para rectificadores a arco de mercurio, i) los transformadores de ensayos, etc. Además, los transformadores pueden ser utilizados para la multiplicación de frecuencia, para cambiar el número de fases, como reactores para los más distintos objetivos, etc. Ultimamente han obtenido gran desarrollo los transformadores móviles, los transformadores secos de potencia relativamente grande, los transformadores con aceite incombustible, los transformadores de núcleo arrollado, etc.

Aquí, estudiaremos brevemente sólo los tipos de transformadores especiales más difundidos.

#### 23-2. Autotransformadores

**Se llama autotransformador el transformador en el que una parte del devanado pertenece simultáneamente a los sistemas primario y secundario.**

Así como los transformadores ordinarios, los autotransformadores pueden ser reductores y elevadores, monofásicos y trifásicos. En la fig. 23-1, a y b están representados los circuitos de un autotransformador reductor y en la fig. 23-1, c se muestra el circuito de un autotransformador elevador.

Analicemos el funcionamiento de un autotransformador monofásico reductor (fig. 23-1, a). La tensión primaria  $U_1 = U_{AX}$  se apli-

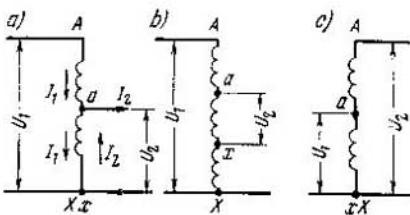


Fig. 23-1. Circuitos de transformadores reductores (a, b) y elevadores (c)

ca a los bornes del primario  $AX$ ; como secundario sirve la parte del primario comprendida entre los terminales  $a$  y  $x$ , coincidiendo el borne  $x$  con el  $X$ .

El régimen de funcionamiento en vacío de un autotransformador ( $I_2=0$ ) no se diferencia en nada de un transformador ordinario. Puesto que la tensión  $U_{AX}$  suministrada al autotransformador se distribuye uniformemente entre las espiras del primario, la tensión secundaria sera:

$$U_2 = U_{ax} = \frac{U_{AX}}{w_{AX}} w_{ax} = \frac{U_{AX}}{w_{AX}/w_{ax}} = \frac{U_{AX}}{k_a} = \frac{U_1}{k_a}, \quad (23-1)$$

donde  $k_a = w_{AX}/w_{ax}$  es la relación de transformación del autotransformador.

En el autotransformador elevador (fig. 23-1, c) tenemos:  $U_2 = U_{AX} = k_a U_1$ .

Cuando el autotransformador está cortocircuitado, la corriente  $I_1$  fluye por el circuito primario, mientras por el conductor que cierra los terminales  $a — x$  pasa la corriente  $I_2$ .

Si los devanados  $A — X$  y  $a — x$  estuvieran eléctricamente desacoplados, como ocurre en un transformador ordinario, entonces, despreciando la corriente magnetizante, tendríamos [véase la fórmula (13-15a)]:

$$I_1 w_{AX} + I_2 w_{ax} = 0$$

o bien,

$$I_1 + \frac{1}{k_a} I_2 = 0. \quad (23-2)$$

En un autotransformador la corriente  $I_1$  sólo circula por la parte del devanado  $A — a$ , mientras que por la parte común del devanado  $a — x$  pasa una corriente  $I_{ax}$  que representa la suma geométrica de las corrientes  $I_1$  y  $I_2$ . Por consiguiente,

$$I_{ax} = I_1 + I_2 = -I_1 (k_a - 1) = I_2 \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-3)$$

De aquí se ve que en un autotransformador reductor la corriente  $I_{ax}$  circula por la parte común del devanado  $a — x$  en sentido contrario al de la corriente  $I_1$  y en el mismo sentido de la corriente  $I_2$ .

Comparemos los parámetros de cortocircuito de un transformador ordinario y de un autotransformador. Designaremos los parámetros del último con el índice  $a$ .

Las pérdidas en el cobre de un transformador ordinario son  $I_1^2 r_1 + I_2^2 r_2$ . En un autotransformador la corriente  $I_1$  sólo circula por la sección  $A — a$ , cuya resistencia activa es igual a:

$$r_{Aa} = r_1 \frac{w_{Aa}}{w_{AX}} = r_1 \frac{w_{AX} - w_{ax}}{w_{AX}} = r_1 \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-4)$$

Por consiguiente,

$$p_{\text{cob}, Aa} = I_1^2 r_{Aa} = I_1^2 r_1 \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-5)$$

La sección del devanado  $a - x$  hace el papel de secundario con corriente  $I_{ax}$  que constituye  $1 - 1/k_a$  parte de la corriente  $I_2$  de un transformador ordinario. Admitiendo una misma densidad de corriente, se puede variar en esta misma proporción el área de la sección transversal de esta parte del devanado, conforme a lo cual la resistencia activa de esta sección cambia inversamente proporcional a esta proporción.

Entonces,

$$p_{\text{cob}, ax} = I_{ax}^2 r_{ax} = I_2^2 \left(1 - \frac{1}{k_a}\right)^2 \frac{r_2}{1 - \frac{1}{k_a}} = I_2^2 r_2 \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-6)$$

Comparando las fórmulas (23-5) y (23-6) vemos que el autotransformador se puede considerar como un transformador ordinario con las resistencias activas del primario y secundario reducidas en  $1 - 1/k_a$  veces, o sea:

$$r_{c.c.a} = r_{c.c} \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-7)$$

Correspondientemente,

$$P_{c.c.a} = P_{c.c} \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-8)$$

En esta misma proporción varía también el peso del cobre de los devanados del autotransformador, o sea,  $G_{\text{cob}, a} = G_{\text{cob}} \times (1 - 1/k_a)$ , ya que en la parte  $A - a$  el devanado del autotransformador tiene en comparación con un transformador ordinario la misma sección transversal, pero una longitud  $1 - 1/k_a$  veces menor, y en la parte  $a - x$  tiene la misma longitud que la del secundario del transformador, pero con una sección transversal  $1 - 1/k_a$  veces menor.

Respecto a la inductancia del autotransformador se puede hacer la misma conclusión que para la resistencia activa, es decir:

$$x_{c.c.a} = x_{c.c} \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-9)$$

Por consiguiente, la tensión de cortocircuito del autotransformador es:

$$u_{c.c.a} = u_{c.c} \left(1 - \frac{1}{k_a}\right). \quad (23-10)$$

Así pues, en comparación con un transformador ordinario, todos los lados del triángulo de cortocircuito de un autotransformador son  $1 - 1/k_a$  veces menores, mientras que las corrientes de cortocircuito son correspondientemente mayores.

La potencia  $P_1 = U_1 I_1$  suministrada al autotransformador es transmitida parcialmente al secundario en forma de potencia electromagnética  $P_{12}$  correspondientemente a la parte del devanado  $A - a$ , y parcialmente en forma de potencia eléctrica  $P_{elec}$  en correspondencia con la parte  $a - X$  del devanado. Por tanto,

$$P_{12} = U_{Aa} I_1 (U_1 - U_2) I_1 = P_1 \left(1 - \frac{1}{k_a}\right) \quad (23-11)$$

y

$$P_{elec} = P_1 - P_{12} = P_1 \frac{1}{k_a}. \quad (23-12)$$

Las condiciones de funcionamiento de un autotransformador bajo carga se pueden obtener sobreponiendo mutuamente los regímenes de funcionamiento en vacío y en cortocircuito. Por esto el diagrama de carga del autotransformador tiene la misma forma que la de un transformador ordinario (figs. 18-3, 18-4), pero proporcionalmente a la menor tensión de cortocircuito  $u_{c.e.a}$  y a las menores pérdidas en el cobre  $P_{c.e.a}$ , el cambio de tensión del autotransformador es también menor y su rendimiento es mayor que en un transformador ordinario. De las fórmulas (23-9) y (23-10) se deduce que esta diferencia depende de la magnitud del factor  $k_a$ . Si  $k_a = 1$  las pérdidas  $P_{c.e.a}$  y el peso  $G_{cob.a}$  serían nulas, pero en este caso el punto  $a$  coincidiría con el punto  $A$  y toda la energía eléctrica suministrada al autotransformador se transmitiría al circuito secundario sin transformación. Por otra parte, para mayores valores de  $k_a$  la diferencia entre un autotransformador y un transformador se borra. Cuando  $k_a = 2$  el autotransformador es menos ventajoso porque con el aumento de  $k_a$  crecen también sus pérdidas en el cobre, aproximándose éstas a las que tienen lugar en los transformadores. Además, los receptores alimentados por el autotransformador necesitan protección contra las sobretensiones, puesto que los devanados de alta y baja tensión están conectados eléctricamente entre sí. Por esto, generalmente  $k_a = 1,25 \div 2$ .

Los autotransformadores se emplean para el arranque de motores sincrónicos y asincrónicos, como divisores de la tensión en los circuitos de ensayo y de laboratorio, en las líneas de transmisión de alta tensión para enlazar sistemas de diferente tensión, por ejemplo, 400 y 230 kV, y también en las redes de distribución.

En la fig. 23-2, *a* y *b* están representados los circuitos directo y de retorno de un autotransformador trifásico en aceite de arranque. De acuerdo con las normas estatales soviéticas, los autotransformadores de arranque deben tener tres escalones de tensión secundaria, a saber: 0,55, 0,64 y 0,73 de la tensión primaria  $U_1$  para el circuito directo y 0,27, 0,36 y 0,45 de  $U_1$  para el circuito de retorno. Las tensiones 0,64 y 0,36 de  $U_1$  en el escalón medio se aceptan como nominales. El régimen nominal de carga de un autotransformador de arranque corresponde a una carga de dos minutos con una corriente correspondiente a la potencia nominal indicada en la placa de características. El sobrecalentamiento

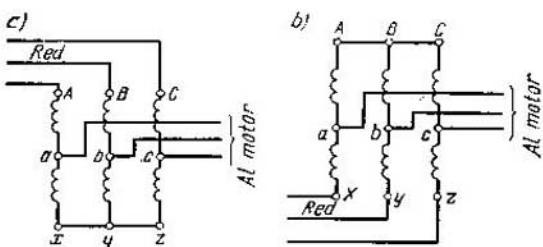


Fig. 23-2. Circuito de autotransformadores de arranque: *a* — circuito directo; *b* — circuito de retorno

miento del devanado de un autotransformador de arranque, determinado por el método de resistencia, no debe exceder de  $135^{\circ}\text{C}$ . El período de enfriamiento de un autotransformador, que sigue a la carga, es de 4 a 6 horas.

Los autotransformadores utilizados en las líneas de transmisión y redes de distribución se construyen para altas tensiones y grandes potencias. Por ejemplo, la tensión de una línea de transmisión en servicio en los EE.UU. fue elevada desde 150 kV hasta 220 kV. En otro caso, al ampliar una central de energía, se conectó un generador de 11 kV a una red de 22 kV a través de un autotransformador de 66 667 kVA de potencia. El rendimiento de los autotransformadores de gran potencia alcanza el 99,7%.

### 23-3. Transformadores de tres devanados

**A. Observaciones generales.** Cuando una red con tensión  $U_1$  alimenta simultáneamente a otras dos redes de diferentes tensiones  $U_2$  y  $U_3$ , se puede instalar un transformador con dos secundarios independientes y, por consiguiente, con dos tensiones secundarias, en lugar de emplear dos transformadores con tensiones  $U_1/U_2$  y  $U_1/U_3$ . Este tipo de transformador con tensión  $U_1/U_2/U_3$  se llama de *tres devanados* y actualmente se utiliza mucho en las subestaciones de transformadores.

En el caso general, un transformador puede tener cualquier número de devanados, pero aquí sólo trataremos del transformador de tres devanados por ser el más importante.

Según las normas estatales soviéticas los transformadores de potencia de tres devanados se construyen: a) como transformadores trifásicos para potencias de 5600 kVA hasta 31 500 kVA con un límite superior de tensión nominal de 121 kV para el devanado de alta tensión (A.T.), 38,5 kV para el devanado de tensión media (T.M.) y 11 kV para el de baja tensión (B.T.); b) como transformadores monofásicos para potencias de 5000 kVA hasta 40 000 kVA con las mismas tensiones de los devanados de A.T. y T.M. y con el límite superior de 15,75 kV para

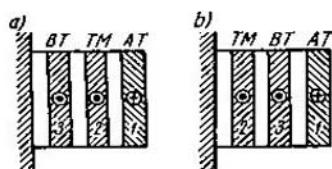


Fig. 23-3. Esquemas de disposición de los devanados en un transformador de tres devanados

mente la potencia del primario. En la tabla 23-1 se dan los valores nominales de la potencia de los devanados de baja tensión (B.T.) y tensión media (T.M.), tomando la potencia del devanado de alta tensión (A.T.) como 100 unidades convencionales.

En la figura 23-3, *a* y *b* están representados los dos métodos adoptados de disposición de los devanados de alta tensión, tensión media y baja tensión. En adelante designaremos los devanados de A.T., T.M. y B.T. por las cifras 1; 2 y 3.

Tabla 23-1

Devanados		
Alta tensión	Tensión media	Baja tensión
100	100	100
100	66,7	100
100	100	66,7
100	66,7	66,7

**B. Condiciones físicas del funcionamiento de un transformador de tres devanados.** En un transformador de tres devanados, lo mismo que en el de dos devanados, existen:

a) el flujo principal o flujo de inducción mutua  $\Phi$  embragado con los tres devanados del transformador, y

b) los flujos de dispersión, el cuadro de los cuales es más complicado que el de un transformador de dos devanados, porque además de los flujos de dispersión cada uno de los cuales se cierra alrededor de un devanado cualquiera, hay que tener en cuenta los que envuelven cada uno dos devanados (fig. 23-4).

La acción del flujo principal se caracteriza por las inductancias mutuas  $M_1$ ,  $M_2$  y  $M_3$ , y la de los flujos de dispersión, por las inductancias  $L_{\sigma 1}$ ,  $L_{\sigma 2}$ ,  $L_{\sigma 3}$ ,  $L_{\sigma 12}$ ,  $L_{\sigma 21}$ ,  $L_{\sigma 13}$ ,  $L_{\sigma 31}$ ,  $L_{\sigma 23}$  y  $L_{\sigma 32}$ .

Para analizar el funcionamiento de un transformador de tres devanados consideraremos que ambos secundarios están reducidos al primario, tanto por el número de espiras, como por la potencia, puesto

el devanado de B.T. Hoy día en la URSS se construyen transformadores potentes de tres devanados para 220 kV y 400 kV.

De acuerdo con las mismas normas los devanados de transformadores trifásicos de tres devanados están conectados según los métodos  $Y_0/Y_0/\Delta-12-11$  ó  $Y_0/\Delta/\Delta-11-11$ .

Se llama potencia nominal de un transformador de tres devanados la potencia de su devanado más potente, o sea, realmente la potencia del primario.

En la tabla 23-1 se dan los valores nominales de la potencia de los devanados de baja tensión (B.T.) y tensión media (T.M.), tomando la potencia del devanado de alta tensión (A.T.) como 100 unidades convencionales.

En la figura 23-3, *a* y *b* están representados los dos métodos adoptados de disposición de los devanados de alta tensión, tensión media y baja tensión. En adelante designaremos los devanados de A.T., T.M. y B.T. por las cifras 1; 2 y 3.

que en un transformador de tres devanados las potencias de los devanados 1, 2 y 3 pueden ser diferentes en el caso general (tabla 23-1).

Así pues,

$$w_1 = w_2 = w_3 = w \quad \text{y} \quad P_{n1} = \Phi I_1 \quad = P_{n2} = P_{n3} = P_n$$

Además, lo mismo que en el caso de un transformador de dos devanados, admitiremos que todas las magnitudes varían sinusoidalmente con el tiempo y que la permeabilidad magnética del acero  $\mu = \text{const.}$  En estas condiciones,

$$M_1 = M_2 = M_3 = M; \quad (23-13)$$

$$L_{\sigma 12} = L_{\sigma 21}; \quad L_{\sigma 13} = L_{\sigma 31} \quad \text{y} \quad L_{\sigma 23} = L_{\sigma 32}. \quad (23-14)$$

Para simplificar escribiremos todas las magnitudes reducidas sin afectarlas de señales especiales.

**C. Ecuación de la f.m. del transformador de tres devanados.** Análogamente a la ecuación (13-32a) de la f.m. del transformador de dos devanados, tenemos:

$$I_1 + I_2 + I_3 = I_o, \quad (23-15)$$

donde  $I_o$  es la corriente del transformador en vacío.

En los transformadores de tres devanados  $I_o = 2,5 \div 3,5\%$  de  $I_n$ ; por lo tanto, podemos despreciarla y escribir la ecuación de la f.m. en forma simplificada:

$$I_1 + I_2 + I_3 = 0. \quad (23-16)$$

El diagrama de corrientes correspondiente a esta ecuación está representado en la fig. 23-5.

**D. Primera forma de las ecuaciones de f.e.m. de un transformador de tres devanados.** Según la representación de los flujos en la fig. 23-4 tenemos:

1) las inductancias totales de los devanados 1, 2 y 3:

$$L_1 = M + L_{\sigma 1} + L_{\sigma 12} + L_{\sigma 13}; \quad (23-17a)$$

$$L_2 = M + L_{\sigma 2} + L_{\sigma 21} + L_{\sigma 23}; \quad (23-17b)$$

$$L_3 = M + L_{\sigma 3} + L_{\sigma 31} + L_{\sigma 32}. \quad (23-17c)$$

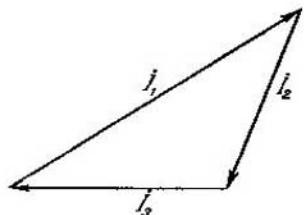


Fig. 23-5. Diagrama de las corrientes de un transformador de tres devanados

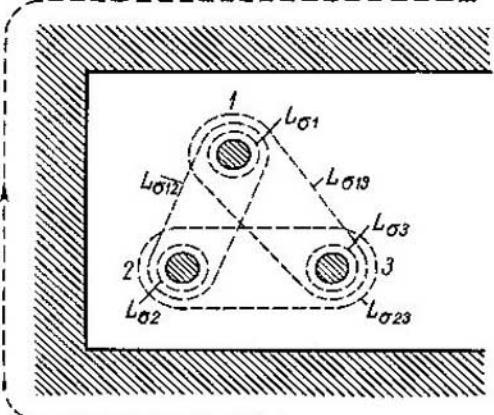


Fig. 23-4. Esquema de los flujos de dispersión en un transformador de tres devanados

2) las inductancias mutuas totales de los devanados 2 y 3 con respecto al devanado 1 se determinan por las sumas  $M + L_{\sigma_{21}}$  y  $M + L_{\sigma_{31}}$  respectivamente;

3) las inductancias mutuas de los devanados 1 y 3 con respecto al 2, y de los devanados 1 y 2 con respecto al devanado 3 se determinan por las sumas  $M + L_{\sigma_{12}}$ ,  $M + L_{\sigma_{32}}$ ,  $M + L_{\sigma_{13}}$  y  $M + L_{\sigma_{23}}$  respectivamente.

Entonces, las ecuaciones de f.e.m. del transformador de tres devanados se escriben así:

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 &= I_1 r_1 + j I_1 \omega (M + L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{12}} + L_{\sigma_{13}}) + \\ &\quad + j I_2 \omega (M + L_{\sigma_{21}}) + j I_3 \omega (M + L_{\sigma_{31}}); \end{aligned} \quad (23-18a)$$

$$\begin{aligned} -\dot{U}_2 &= I_2 r_2 + j I_2 \omega (M + L_{\sigma_2} + L_{\sigma_{21}} + L_{\sigma_{23}}) + \\ &\quad + j I_3 \omega (M + L_{\sigma_{32}}) + j I_1 \omega (M + L_{\sigma_{12}}); \end{aligned} \quad (23-18b)$$

$$\begin{aligned} -\dot{U}_3 &= I_3 r_3 + j I_3 \omega (M + L_{\sigma_3} + L_{\sigma_{31}} + L_{\sigma_{32}}) + \\ &\quad + j I_1 \omega (M + L_{\sigma_{13}}) + j I_2 \omega (M + L_{\sigma_{23}}). \end{aligned} \quad (23-18c)$$

Aquí  $r_1$ ,  $r_2$ ,  $r_3$  son las resistencias activas de los devanados 1, 2 y 3.

En las expresiones (23-18a), (23-18b), (23-18c) todos los índices están situados en un orden determinado; de dos índices inmediatos el primero se refiere al devanado cuya corriente es proporcional a la correspondiente componente de f.e.m., y el segundo se refiere al devanado cuyo acoplamiento se tiene en cuenta.

Restemos de la ecuación (23-18a) primero la ecuación (23-18b) y luego la (23-18c) y en las diferencias obtenidas sustituimos los valores de la corriente  $I_1 = -(I_2 + I_3)$  según la ecuación de la f.m. (23-16). Entonces,

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 - (-\dot{U}_2) &= \Delta \dot{U}_{12} = -I_2 (r_1 + r_2) - I_2 r_1 - \\ &\quad - j I_2 \omega (L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{12}} + L_{\sigma_2} + L_{\sigma_{23}}) - j I_3 \omega (L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{32}}) \end{aligned} \quad (23-19a)$$

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 - (-\dot{U}_3) &= \Delta \dot{U}_{13} = -I_3 (r_1 + r_3) - I_3 r_1 - \\ &\quad - j I_3 \omega (L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{12}} + L_{\sigma_3} + L_{\sigma_{32}}) - j I_2 \omega (L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{23}}). \end{aligned} \quad (23-19b)$$

Estas ecuaciones son válidas para cualquier régimen de funcionamiento de un transformador de tres devanados. Refirámoslas primero al régimen de cortocircuito entre los devanados 1 y 2, estando el devanado 3 abierto y, por consiguiente, siendo  $I_3 = 0$ , y luego al régimen de cortocircuito entre los devanados 1 y 3 siendo  $I_2 = 0$ .

En el primer caso la ecuación (23-19a) toma la forma:

$$\begin{aligned} \Delta \dot{U}_{12} &= -I_2 (r_1 + r_2) - j I_2 \omega (L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{12}} + L_{\sigma_2} + L_{\sigma_{23}}) = \\ &= -I_2 r_{c.c.12} - j I_2 x_{c.c.12}. \end{aligned} \quad (23-20a)$$

En el segundo caso tenemos:

$$\begin{aligned} \Delta \dot{U}_{13} &= -I_3 (r_1 + r_3) - j I_3 \omega (L_{\sigma_1} + L_{\sigma_{12}} + L_{\sigma_3} + L_{\sigma_{32}}) = \\ &= -I_3 r_{c.c.13} - j I_3 x_{c.c.13}. \end{aligned} \quad (23-20b)$$

Las ecuaciones (23-20a) y (23-20b) son completamente análogas a las ecuaciones de un transformador de dos devanados reducido en cortocircuito, si suponemos que:

$$\omega(L_{\sigma 1} + L_{\sigma 13} + L_{\sigma 2} + L_{\sigma 23}) = x_{c.c12} \quad (23-21)$$

y

$$\omega(L_{\sigma 1} + L_{\sigma 12} + L_{\sigma 3} + L_{\sigma 32}) = x_{c.c13}. \quad (23-22)$$

Análogamente del régimen de cortocircuito de los devanados 2 y 3 siendo  $I_1=0$ , tenemos:

$$\omega(L_{\sigma 2} + L_{\sigma 21} + L_{\sigma 3} + L_{\sigma 31}) = x_{c.c23}. \quad (23-23)$$

Volviendo a las ecuaciones (23-20a) y (23-20b) admitamos que la suma  $L_{\sigma 1} + L_{\sigma 32} = L_{\sigma 1} + L_{\sigma 23}$  es la inductancia de dispersión equivalente del devanado 1 y que, por consiguiente, el producto

$$\omega(L_{\sigma 1} + L_{\sigma 32}) = \omega(L_{\sigma 1} + L_{\sigma 23}) = x_1, \quad (23-24a)$$

es la resistencia inductiva de dispersión equivalente de este devanado. Análogamente,

$$\omega(L_{\sigma 2} + L_{\sigma 13}) = \omega(L_{\sigma 2} + L_{\sigma 31}) = x_2 \quad (23-24b)$$

y

$$\omega(L_{\sigma 3} + L_{\sigma 12}) = \omega(L_{\sigma 3} + L_{\sigma 21}) = x_3, \quad (23-24c)$$

donde  $x_2$  y  $x_3$  son las inductancias equivalentes de dispersión de los devanados 2 y 3. Entonces las ecuaciones (23-20a) y (23-20b) toman la forma:

$$\begin{aligned} \Delta U_{12} &= -I_2(r_{c.c12} + jx_{c.c12}) - I_3(r_1 + jx_1) = \\ &= -(I_2 Z_{c.c12} + I_3 Z_1) \end{aligned} \quad (23-25)$$

y

$$\begin{aligned} \Delta U_{13} &= -I_3(r_{c.c13} + jx_{c.c13}) - I_2(r_1 + jx_1) = \\ &= -(I_3 Z_{c.c13} + I_2 Z_1). \end{aligned} \quad (23-26)$$

Las ecuaciones (23-25) y (23-26) son las ecuaciones principales de funcionamiento de un transformador de tres devanados. Aquí vemos que: a) las caídas de tensión  $\Delta U_{12}$  y  $\Delta U_{13}$  dependen de las corrientes  $I_2$  y  $I_3$  en ambos secundarios y b) la medida del efecto mutuo de los devanados 2 y 3 es la impedancia  $Z_1$ .

**E. Segunda forma de ecuaciones del transformador de tres devanados.** Las ecuaciones (23-25) y (23-26) se pueden transformar si en la primera sustituimos  $I_3 = -(I_1 + I_2)$  y en la segunda  $I_2 = -(I_1 + I_3)$ .

En este caso tenemos:

$$\Delta U_{12} = -I_2 Z_{c.c12} + I_1 Z_1 + I_2 Z_1 = I_1 Z_1 - I_2 (Z_{c.c12} - Z_1)$$

o bien, puesto que  $Z_{c.c12} - Z_1 = Z_2$ , tenemos

$$\Delta U_{12} = I_1 Z_1 - I_2 Z_2. \quad (23-27)$$

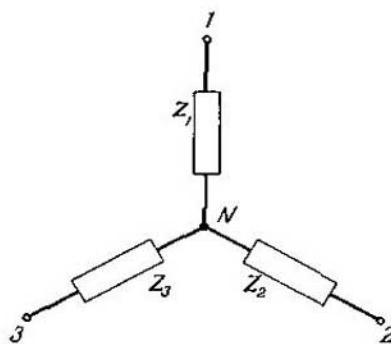


Fig. 23-6. Circuito equivalente de un transformador de tres devanados

Asimismo

$$\Delta U_{13} = I_1 Z_1 + I_3 Z_1 - I_3 (Z_{c.c.13} - Z_1) = I_1 Z_1 - I_3 Z_3, \quad (23-28)$$

donde

$$Z_3 = Z_{c.c.13} - Z_1.$$

**F. Circuito equivalente de un transformador de tres devanados.** Partiendo de las ecuaciones (23-27) y (23-28), se puede ver que el circuito equivalente que satisface estas ecuaciones es la estrella de tres rayos de las impedancias  $Z_1$ ,  $Z_2$  y  $Z_3$  (fig. 23-6). El circuito

corresponde a una fase del transformador de tres devanados, y el punto  $N$  determina no el acoplamiento eléctrico, sino el electromagnético entre los devanados 1, 2 y 3 análogamente al punto  $F$  en el circuito equivalente del transformador de dos devanados (véase la fig. 13-3).

**G. Parámetros del transformador de tres devanados.** Estos parámetros se determinan por ensayos en vacío y en cortocircuito, lo mismo que en un transformador de dos devanados.

*Ensayo en vacío.* Conforme a los tres devanados del transformador se pueden realizar tres ensayos en vacío, de los cuales obtenemos:

1) tres valores de la relación de transformación:

$$k_{12} = \frac{U_1}{U_2}; \quad k_{13} = \frac{U_1}{U_3}; \quad k_{23} = \frac{U_2}{U_3} = \frac{U_2/U_1}{U_3/U_1} = \frac{k_{13}}{k_{12}};$$

2) tres valores de corriente en vacío; si las potencias de los devanados no son iguales, estas corrientes se vuelven a calcular y se expresan en tantos por ciento de la corriente nominal del devanado de mayor potencia;

3) pérdidas en vacío iguales en los tres casos.

De lo antedicho se deduce que en la práctica basta con realizar sólo un ensayo en vacío y determinar dos relaciones de transformación, por ejemplo,  $k_{12}$  y  $k_{13}$ , después de lo cual puede ser calculada la relación  $k_{23}$ .

*Cortocircuito de un transformador de tres devanados.* Lo mismo que en el caso de funcionamiento en vacío, aquí también se pueden efectuar tres ensayos de cortocircuito:

- 1) entre los devanados 1 y 2 con el 3 abierto;
- 2) entre los devanados 1 y 3 con el 2 abierto;
- 3) entre los devanados 2 y 3 con el 1 abierto.

Lo mismo que para un transformador de dos devanados, por los resultados de estos ensayos se pueden determinar los parámetros de

cada par de devanados, a saber:

$$Z_{c.c12}, \quad r_{c.c12} = r_1 + r_2, \quad x_{c.c12} = x_1 + x_2; \quad (23-29a)$$

$$Z_{c.c13}, \quad r_{c.c13} = r_1 + r_3, \quad x_{c.c13} = x_1 + x_3; \quad (23-29b)$$

y

$$Z_{c.c23}, \quad r_{c.c23} = r_2 + r_3, \quad x_{c.c23} = x_2 + x_3. \quad (23-29c)$$

Resolviendo estas ecuaciones, obtenemos:

$$r_1 = \frac{r_{c.c12} + r_{c.c13} - r_{c.c23}}{2}; \quad (23-30a)$$

$$x_1 = \frac{x_{c.c12} + x_{c.c13} - x_{c.c23}}{2};$$

$$r_2 = \frac{r_{c.c12} + r_{c.c23} - r_{c.c13}}{2}; \quad (23-30b)$$

$$x_2 = \frac{x_{c.c12} + x_{c.c23} - x_{c.c13}}{2};$$

$$r_3 = \frac{r_{c.c13} + r_{c.c23} - r_{c.c12}}{2}; \quad (23-30c)$$

$$x_3 = \frac{x_{c.c13} + x_{c.c23} - x_{c.c12}}{2}.$$

Recuérdese que los parámetros  $x_1$ ,  $x_2$  y  $x_3$  representan las inductancias equivalentes de dispersión de los devanados 1, 2, 3 determinados por las sumas  $L_{\sigma 1} + L_{\sigma 23}$ ,  $L_{\sigma 2} + L_{\sigma 13}$  y  $L_{\sigma 3} + L_{\sigma 12}$  [véanse las fórmulas (23-24a), (23-24b), (23-24c)].

Las resistencias activas  $r_{c.c12}$ ,  $r_{c.c13}$  y  $r_{c.c23}$  así como las resistencias  $r_1$ ,  $r_2$  y  $r_3$  no dependen en la práctica de la disposición mutua de los devanados 1, 2 y 3, es decir, de los devanados de AT, TM y BT. Pero las inductancias de dispersión de los devanados y, por tanto, las tensiones de cortocircuito dependen, como se sabe, de la distancia entre éstos (§ 17-10 p. A). Las disposiciones normales de los devanados de transformadores de potencia de tres devanados se dan en la figura 23-3, a y b. Los valores de la tensión de cortocircuito que corresponden a estos dos esquemas se dan en la tabla 23-2 de acuerdo con las normas estatales soviéticas.

Tabla 23-2

Característica	Devanados		
	AT-TM	AT-BT	TM-BT
Tensión de cortocircuito según el esquema de la fig. 23-3, a	10,5	17	6
Tensión de cortocircuito según el esquema de la fig. 23-3, b	17	10,5	6

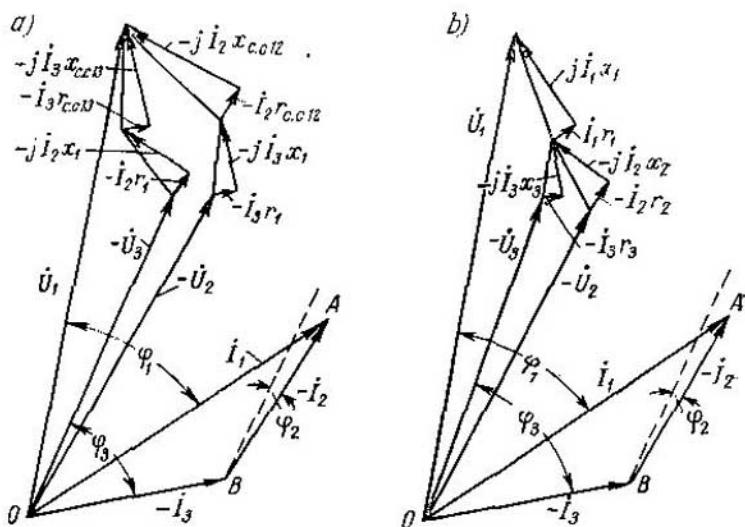


Fig. 23-7. Diagramas vectoriales de un transformador de tres devanados

#### H. Diagrama vectorial de un transformador de tres devanados.

Los diagramas vectoriales de un transformador de tres devanados pueden ser trazados de acuerdo con las ecuaciones de f.e.m. (23-25) y (23-26) ó (23-27) y (23-28). Con este fin trazamos primero los triángulos de corrientes  $OAB$  (fig. 23-7, a y b), considerando que las corrientes  $I_2$  y  $I_3$  están dadas tanto en valor como en fase con respecto a las tensiones  $U_2$  y  $U_3$ . Para obtener el vector de tensión  $\dot{U}_1$ , hay que sumar geométricamente los vectores de las tensiones  $-U_2$  y  $-U_3$  con los vectores de caída de tensión de acuerdo con las ecuaciones (23-25) y (23-26) (fig. 23-7, a) o las ecuaciones (23-27) y (23-28) (fig. 23-7, b).

**I. Determinación de las variaciones de la tensión por medio del cálculo.** Determinaremos el cambio de tensión para los valores nominales de las corrientes  $I_2$  y  $I_3$ . Por analogía con el transformador de dos devanados utilizando el diagrama de la fig. 23-7, a, proyectamos primero todos los vectores de caída de tensión sobre la dirección del vector de corriente  $I_2$  y en el sentido perpendicular a éste, y luego en la dirección del vector de corriente  $I_3$  y en sentido perpendicular a éste.

Introduzcarnos las designaciones:

$$\frac{I_2 r_{c,c12}}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.a12}; \quad (23-31a)$$

$$\frac{I_2 x_{c,c12}}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.r12}; \quad (23-31b)$$

$$\frac{I_3 r_1}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.a2}; \quad (23-32a)$$

$$\frac{I_2 x_1}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.r2}; \quad (23-32b)$$

$$\frac{I_3 f}{U_1} \cdot 100 = u_{c.e.a13}; \quad (23-33a)$$

$$\frac{I_3 x_{c.e.13}}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.r13}; \quad (23-33b)$$

$$\frac{I_3 f_1}{U_1} \cdot 100 = u_{c.e.a3}; \quad (23-34a)$$

$$\frac{I_3 x_1}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.r3}. \quad (23-34b)$$

Entonces, la variación de tensión en tantos por ciento del valor nominal de  $U_1$  se expresa en la forma:

$$\Delta U_{12} = \frac{U_1 - U_2}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.a12} \cos \varphi_2 + u_{c.c.r12} \sin \varphi_2 + \\ + u_{c.c.a3} \cos \varphi_3 + u_{c.c.r3} \sin \varphi_3 + \\ + \frac{(u_{c.c.r12} \cos \varphi_2 - u_{c.c.a12} \sin \varphi_2 + u_{c.c.r3} \cos \varphi_3 - u_{c.c.a3} \sin \varphi_3)^2}{200}; \quad (23-35)$$

$$\Delta U_{13} = \frac{U_1 - U_3}{U_1} \cdot 100 = u_{c.c.a13} \cos \varphi_3 + u_{c.c.r13} \sin \varphi_3 + \\ + u_{c.c.a2} \cos \varphi_2 + u_{c.c.r2} \sin \varphi_2 + \\ + \frac{(u_{c.c.r13} \cos \varphi_3 - u_{c.c.a13} \sin \varphi_3 + u_{c.c.r2} \cos \varphi_2 - u_{c.c.a2} \sin \varphi_2)^2}{200}. \quad (23-36)$$

**J. Rendimiento de un transformador de tres devanados.** Sean  $P_1$ ,  $P_2$ ,  $P_3$  las potencias nominales de los devanados del transformador;  $k_1$ ,  $k_2$ ,  $k_3$  los factores de carga expresados en fracciones de la unidad;  $\cos \varphi_2$  y  $\cos \varphi_3$  los factores de potencia correspondientes a las cargas  $k_2 P_2$  y  $k_3 P_3$ ; y  $P_0$  las pérdidas en vacío. Entonces el rendimiento de un transformador de tres devanados expresado en tantos por ciento será:

$$\eta = \left[ 1 - \frac{P_0 + m(k_1 I_1)^2 r_1 + m(k_2 I_2)^2 r_2 + m(k_3 I_3)^2 r_3}{k_2 P_2 \cos \varphi_2 + k_3 P_3 \cos \varphi_3 + P_0 + m(k_1 I_1)^2 r_1 + m(k_2 I_2)^2 r_2 + m(k_3 I_3)^2 r_3} \right] \times 100 \quad (23-37)$$

Aquí  $m$  es el número de devanados de fase.

El rendimiento de los transformadores de potencia de tres devanados trifásicos y monofásicos correspondiente a las máximas pérdidas y a un  $\cos \varphi = 1$  está entre los límites de 98,25 a 99,25%.

## 23-4. Transformadores con regulación de la tensión bajo carga

Más arriba (véase el § 12-2) habíamos dicho que todos los transformadores de potencia están provistos de derivaciones para la regulación de la tensión del transformador desconectado de las redes primaria y secundaria. Pero, durante el funcionamiento de un sistema de energía eléctrica de gran potencia a veces es necesario redistribuir las corrien-

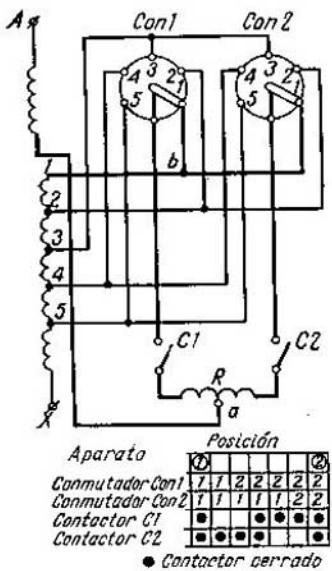


Fig. 23-8. Circuito de regulación de la tensión bajo carga variando el número de espiras del devanado del transformador

contactores  $C_1$  y  $C_2$  están cerrados y los comutadores  $Con_1$  y  $Con_2$  están situados en los mismos contactos, por ejemplo, 1-1 (posición 1 en la tabla representada debajo de la figura). En el punto medio  $a$  de la bobina de reactancia  $R$ , la corriente se ramifica y corre paralelamente por las dos mitades (izquierda y derecha) del esquema hasta el punto  $b$  y luego se dirige al devanado. En este caso, las f.m. de ambas mitades de la bobina de reactancia se encuentran en oposición mutua, debido a lo cual la inductancia de la bobina de reactancia es pequeña.

Para variar la relación de transformación procedemos del modo siguiente. Abrimos el contactor  $C_1$  y dirigimos la corriente de carga sólo por la mitad derecha del esquema a través del contactor  $C_2$  y el comutador  $Con_2$ ; luego pasamos la palanca del comutador  $Con_1$  del contacto 1 al contacto 2 y cerramos de nuevo el contactor  $C_2$ . La parte del devanado comprendida entre los contactos 1 y 2 resulta cerrada a través de la bobina de reactancia  $R$  que de este modo sirve como aparato limitador de la corriente de cortocircuito que surge en la parte comunitada del devanado. Lo mismo se hace con la parte derecha del esquema concluyendo con esto la operación de regulación. La sucesión completa del procedimiento está ilustrada en la tabla dada debajo de la fig. 23-8. En el circuito representado en la fig. 23-8 los comutadores están conectados al circuito del devanado en serie y, por lo tanto,

tes activa y reactiva entre los diferentes elementos del sistema por medio de la regulación de su tensión en los puntos correspondientes. Esto se obtiene mediante transformadores especiales con regulación escalonada de la tensión bajo carga variando la relación de transformación. Generalmente los límites de regulación de la tensión son  $\pm 10\%$ , pero en ciertos casos pueden alcanzar  $\pm 15\%$  y más.

La transición bajo carga de un escalón de tensión a otro debe transcurrir sin el corte del circuito de trabajo. Esta regulación escalonada de la tensión se puede realizar de dos modos: a) variando el número de espiras de los devanados del transformador y b) por medio de un transformador adicional especial con relación de transformación variable y conectado al circuito del transformador principal.

La fig. 23-8 representa el esquema de la primera clase. Aquí  $A - X$  es el devanado del transformador monofásico o uno de los devanados del transformador trifásico;  $R$  es una bobina de reactancia;  $C_1$  y  $C_2$  son contactores;  $Con_1$  y  $Con_2$  son comutadores. En condiciones normales los con-

deben ser calculados para su corriente y tensión totales. No obstante, en algunos casos, es conveniente aislar el dispositivo de commutación de la línea de potencia. Esto se consigue por medio de dos transformadores adicionales, uno en serie insertado en la línea y otro regulador que sirve para alimentar el primero.

Cada uno de los transformadores adicionales está calculado para la potencia que corresponde a los límites de regulación de la tensión. La fig. 23-9 representa el circuito correspondiente para una fase.

Aquí  $TR$  es el transformador regulador;  $TS$  es el transformador en serie;  $R$  es la bobina de reactancia; 1, 2, 3, 4, 5, son los contactores. Durante el funcionamiento está cerrado un contactor cualquiera, por ejemplo, el 1. La corriente fluye por el circuito representado con líneas gruesas, utilizando la mitad superior de la bobina de reactancia; en este caso tiene lugar cierta caída inductiva de tensión en la mitad de la bobina, la cual puede ser despreciada si la bobina de reactancia está debidamente calculada. La commutación se efectúa cerrando el contactor 2

sin abrir el contactor 1; durante este tiempo la bobina de reactancia actúa como limitador de corriente de cortocircuito en la parte del devanado comprendida entre los contactores 1 y 2. Luego se abre el contactor 1 y con esto se concluye la operación de commutación.

En lugar de bobinas de reactancia se utilizan a menudo resistencias activas limitadoras de corriente. Pero, a diferencia de la bobina de reactancia, el limitador activo de corriente se utiliza sólo durante el período de cierre de la parte commutada del devanado por los contactores.

En la Fábrica de Transformadores de Moscú (MT3) fue construido un transformador trifásico de tres devanados de 40500 kVA con regulación de la tensión bajo carga en el lado del devanado de alta tensión(AT) de 110 kV. Para limitar la corriente de cortocircuito en la parte commutada se utilizó una bobina de reactancia en lugar de la resistencia activa planificada.

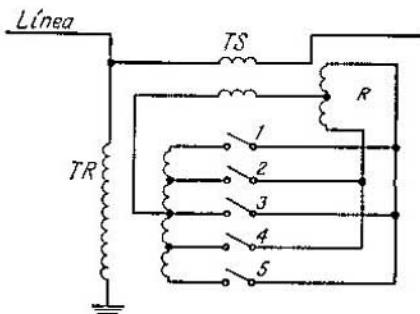


Fig. 23-9. Circuito de regulación de la tensión bajo carga por medio de un transformador adicional

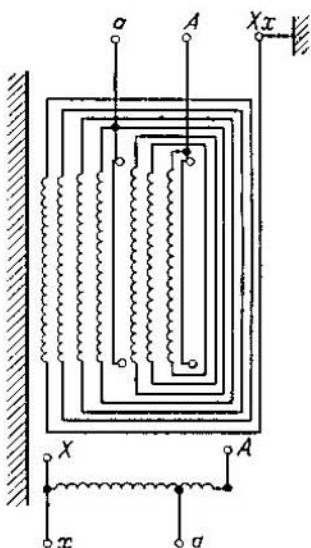


Fig. 23-10. Circuito de un autotransformador protegido contra sobretensiones

Los transformadores de potencia media y de poca potencia van provistos de aparatos reguladores con mando automático o manual.

En los EE.UU. la regulación de la tensión se suele realizar por medio de autotransformadores que en la práctica son cómodos y fiables. Para proteger el autotransformador contra las sobretensiones su devanado está provisto de dos pantallas protectoras (exterior e interior), estando la interior dispuesta en el lugar de acoplamiento de ambas partes de los devanados del autotransformador (fig. 23-10).

### 23-5. Transformadores con regulación suave de la tensión

La regulación suave de la tensión de los transformadores es más difícil de ejecutar que la regulación escalonada, por lo cual, estos transformadores se construyen para potencias relativamente más pequeñas y principalmente para aplicaciones especiales. La regulación suave de la tensión se consigue de diferente manera, por ejemplo; desplazando la culata con respecto a uno o a ambos devanados; por medio de una bobina de reactancia con núcleo de acero desplazable; desplazando un devanado con respecto al otro y al circuito magnético.

En 1927, V.A. Andrónov sacó la primera patente del proyecto de autotransformadores reguladores, después de lo cual aparecieron construcciones análogas en otros países. El devanado del autotransformador está arrollado sobre su núcleo en una capa y generalmente se hace de hilo conductor no aislado. Sobre el devanado se deslizan escobillas de construcción especial la anchura de los cuales debe ser tal, que al pasar de una espira a otra no interrumpan el circuito de trabajo. Para limitar las corrientes de cortocircuito que aparecen en este caso, en las espiras del devanado cubiertas por la escobilla, ésta puede estar constituida por varios contactos acoplados entre sí a través de resistencias activas, o puede ser de carbón pero con la condición de que la resistencia transversal de la escobilla baste para limitar la corriente de cortocircuito, y la resistencia longitudinal no origine una caída de tensión excesiva al pasar la corriente de carga. El número de espiras del devanado se elige de tal manera que a cada espira corresponda una tensión de 0,5 a 1 V, y que, por consiguiente, la regulación de la tensión sea prácticamente suave.

En 1948 la fábrica electromecánica de Moscú "Gosteasvet" comenzó a producir en serie autotransformadores del tipo descrito más arriba con regulación suave de la tensión bajo carga. Se construyen autotransformadores monofásicos de 20 kVA de potencia para una tensión de 220 V, y trifásicos de 25 a 260 kVA de potencia, para una tensión de 127—380 V; las potencias y las tensiones indicadas se llaman nominales y corresponden al límite superior de estas magnitudes. Durante la regulación, la tensión puede ser reducida hasta cero, la potencia de carga varía en función de la tensión secundaria; el rendimiento de tales transformadores varía entre los límites 0 y 98%.

### 23-6. Transformadores para rectificadores a arco de mercurio

Los principios generales en los que están basados la teoría y el diseño de los transformadores de potencia son también aplicables para los transformadores para rectificadores. La diferencia principal entre ambos tipos de transformadores consiste en que debido al efecto de válvula del rectificador a arco de mercurio cada uno de sus ánodos trabaja sólo durante parte de un periodo, por lo cual las condiciones de trabajo de los devanados primario y secundario del transformador para rectificadores no son iguales. Por tanto, es necesario precisar algunas de las definiciones aceptadas para los transformadores de potencia.

1. Se llama potencia nominal de un transformador para rectificadores la potencia de su primario  $P_1$ , puesto que precisamente esta potencia es la que se suministra al transformador por la red. La potencia nominal de un transformador se expresa en kilovoltamperios.

2. La definición de la tensión nominal primaria véase en el § 12-4.

3. Se llama tensión nominal secundaria  $U_2$  de un transformador para rectificadores la tensión que existe entre los bornes neutro (cero) y de fase del secundario, en el régimen de funcionamiento del transformador en vacío.

4. La corriente nominal primaria  $I_1$  se determina por la potencia nominal y la tensión nominal primaria  $U_1$  del transformador.

5. La potencia del secundario  $P_2$  de un transformador para rectificadores se determina como el producto de la tensión nominal secundaria  $U_2$  por el valor eficaz de la corriente del secundario  $I_2$  a plena carga en el lado de la corriente rectificada. La potencia del secundario, así como la del primario, se expresa en kilovoltamperios.

6. Se llaman valores nominales de tensión y de corriente rectificadas la tensión  $U_{rec}$  y la corriente  $I_{rec}$  a plena carga del rectificador.

7. Se llama potencia tipo de un transformador para rectificadores la semisuma de las potencias del primario y del secundario, es decir:

$$P_T = \frac{1}{2} (P_1 + P_2). \quad (23-38)$$

Analicemos varios circuitos típicos de rectificación de la corriente alterna.

A. Circuito trifásico de rectificación con devanados del transformador conectados en estrella — estrella y con salida del neutro. El respectivo circuito de conexión está representado en la fig. 23-11, a. Consideraremos que la inductancia del transformador es nula. En este caso, cada ánodo subsiguiente comienza a actuar en el instante en que el ánodo antecedente deja de hacerlo; por consiguiente la curva de tensión rectificada tiene la forma representada en la fig. 23-11, b.

Sean  $U_{rec,med}$  el valor medio de la tensión rectificada,  $m$  el número de fases igual al número de ánodos, y supongamos que la tensión rectificada varía sinusoidalmente dentro de los límites del ángulo  $2\pi/m$ . Contaremos el tiempo desde el instante en que la tensión rectificada alcanza su valor máximo  $U_{2m}$ ; entonces el valor instantáneo de la

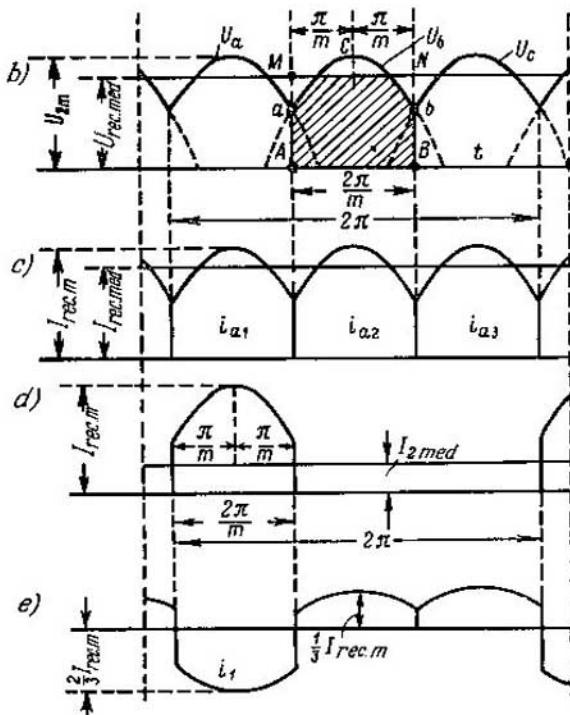
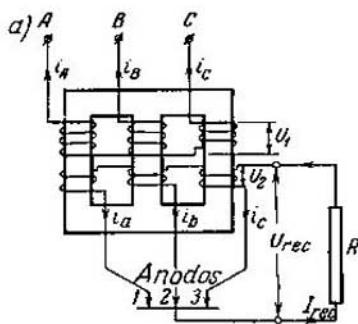


Fig. 23-11. Rectificador trifásico con conexión de los devanados en estrella — estrella y derivación del neutro: a — esquema de conexiones; b — tensión rectificada; c — corrientes anódicas; d y e — corrientes en el secundario y primario del transformador

tensión dentro de los límites del ángulo  $2\pi/m$  será  $U_{2m} \cos x$ ; el valor medio de la tensión rectificada  $U_{rec}$  (aquí y en adelante omitiremos el índice med) es igual a la altura  $AM$  del rectángulo  $AMNB$  equidimensional al área  $AaCbB$ . Por consiguiente,

$$U_{rec} = \frac{1}{2\pi} \int_{-\frac{\pi}{m}}^{+\frac{\pi}{m}} U_{2m} \cos x dx = U_{2m} \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{m}}{\frac{\pi}{m}} = U_2 V \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{m}}{\frac{\pi}{m}}. \quad (23-39)$$

Si el rectificador está cargado sólo con la resistencia activa  $R$ , la corriente rectificada tiene la misma forma que la tensión rectificada (fig. 23-11, c). Por consiguiente, el valor medio de la corriente rectificada se expresa por una fórmula análoga a la (23-39):

$$I_{rec} = I_{rec,m} \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{m}}{\frac{\pi}{m}}. \quad (23-40)$$

Cada fase del secundario del transformador conduce corriente sólo durante  $1/m$  parte de período (fig. 23-11, d). Por esta razón, el valor medio de la corriente de este devanado será:

$$I_{2med} = I_{rec,m}. \quad (23-41)$$

Correspondientemente el valor eficaz de la corriente en el mismo devanado es:

$$I_2 = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \frac{2\pi}{m} I_{rec}^2} = \frac{I_{rec}}{\sqrt{m}}. \quad (23-42)$$

Reducamos el primario al secundario. En este caso  $U_1 = U_2$  y la curva de corriente primaria en la fig. 23-11, e se compone de un trozo que repite por su forma la curva de la corriente secundaria, pero con una amplitud igual a  $2/3$  de la amplitud de corriente secundaria, y de dos secciones de dirección contraria con amplitudes iguales a  $1/3$  de la amplitud de la corriente secundaria [véanse las fórmulas (19-28), (19-29) y (19-30)]. Entonces el valor eficaz de la corriente primaria es:

$$I_1 = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \frac{2\pi}{m} \left[ \left( \frac{2}{3} I_{rec} \right)^2 + 2 \left( \frac{1}{3} I_{rec} \right)^2 \right]} = I_{rec} \sqrt{\frac{2}{3m}} \quad (23-43)$$

El principal inconveniente del montaje en estrella — estrella con salida del neutro es que las f.m. engendradas por las corrientes primaria y secundaria no están equilibradas. Para demostrarlo basta comparar las corrientes en la fig. 23-11, d y e. Aquí vemos que en las tres columnas del transformador actúan f.m. desequilibradas iguales a  $1/3 I_{rec,m}\omega$  cada una y dirigidas en un mismo sentido. Estas condiciones de funcionamiento de un transformador para rectificadores son análogas a las de un transformador conectado en estrella — estrella con salida del neutro para el caso de carga disimétrica (cap. XIX). Lo

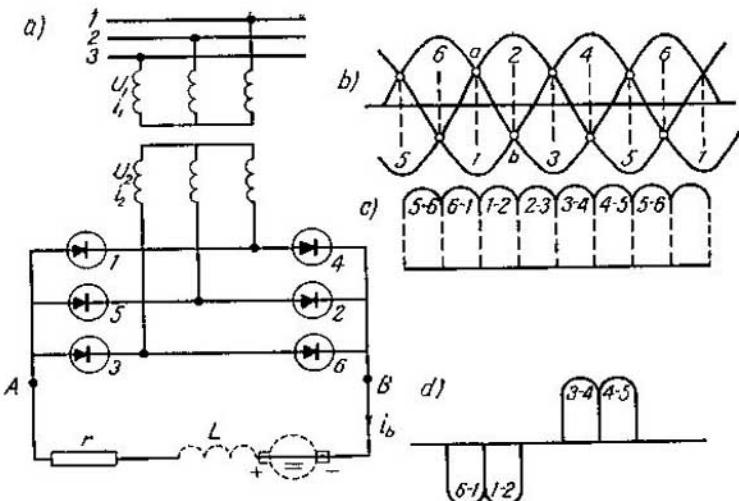


Fig. 23-12. Circuito en puente trifásico: a — esquema de conexiones; b — tensiones de fase del secundario del transformador; c — tensión rectificada; d — corriente de fase secundaria del transformador

mismo que en aquéllos, en las columnas del transformador para rectificadores surgen flujos magnéticos de la misma magnitud y el mismo sentido, que se cierran de una culata a la otra a través del aire (fig. 19-17). Como resultado se desplaza el punto neutro y se deforman las tensiones de fase (fig. 19-10), aumentan las inductancias de dispersión del transformador y las pérdidas adicionales.

Los esquemas de conexión que carecen de este inconveniente son:

a) el circuito trifásico en puente, b) el circuito en estrella — doble zigzag y c) el circuito en estrella — dos estrellas invertidas con bobina compensadora.

**B. Circuito trifásico en puente.** Este esquema de conexión está representado en la fig. 23-12, a. Aquí en todo instante actúan dos ánodos: uno pertenece al grupo par y tiene la tensión más alta, y el otro es del grupo impar y tiene la tensión más baja. En la fig. 23-12, b están representadas las tensiones secundarias de fase del transformador. Los ánodos primero y segundo actúan desde el punto *a* hasta el punto *b*, después el primer ánodo deja de actuar y el tercero comienza a actuar junto con el segundo, etc. La fig. 23-12, c representa las tensiones secundarias de línea obtenidas como diferencia de las dos tensiones de fase correspondientes en la fig. 23-12, b. Puesto que cualquier par de ánodos actuantes están conectados a la tensión secundaria de línea, esta misma curva (fig. 13-12, c) es la curva de tensión rectificada con ondulaciones séxtuplas. Cuando no hay inductancia, la curva de corriente repite la curva de tensión. La fig. 23-12, d presenta la curva de corriente de la fase del secundario del transformador. La parte de la curva situada debajo del eje de abscisas caracteriza la corriente en el

ánode 1 que actúa por turno con los ánodos 6 y 2, la sección de la curva que está sobre el eje de abscisas representa la corriente en el ánodo 4 que actúa consecutivamente con los ánodos 3 y 5.

Las curvas de tensión y corriente rectificadas representadas en la fig. 23-12, c testiguan de que en un circuito en puente las pulsaciones de la tensión rectificada son de menor amplitud que en un circuito trifásico con derivación del neutro. En este sentido el circuito en puente es equivalente al circuito hexafásico con derivación del neutro. Por lo tanto, el valor medio de la tensión rectificada se puede obtener por la fórmula (23-39) suponiendo que  $m=6$  e introduciendo en ésta el factor  $\sqrt{3}$ , ya que la tensión rectificada es igual a la tensión secundaria de línea. De este modo,

$$U_{\text{rec}} = \frac{\sqrt{3} U_2 \sqrt{2} \sin \frac{\pi}{6}}{\pi/6} = 1,35 \sqrt{3} U_2 = 2,34 U_2. \quad (23-44)$$

El valor medio de la corriente rectificada y el valor eficaz de la corriente del secundario del transformador se determinan por las fórmulas (23-40) y (23-42) tomando  $m=6$  y teniendo en cuenta que son dos los ánodos que conducen corriente simultáneamente. Entonces,

$$I_{\text{rec}} = I_{\text{rec}, m} \frac{\sin \frac{\pi}{6}}{\pi/6}; \quad (23-45)$$

$$I_2 = \frac{2}{\sqrt{6}} I_{\text{rec}} = 0,817 I_{\text{rec}}. \quad (23-46)$$

La potencia en el secundario será:

$$P_2 = 3U_2 I_2 = 3 \frac{U_{\text{rec}}}{2,34} 0,817 I_{\text{rec}} = 1,05 U_{\text{rec}} I_{\text{rec}}. \quad (23-47)$$

La corriente en el primario de un transformador reducido, que funciona con circuito trifásico en puente, es igual a la del secundario (fig. 23-12, d); por tanto, tenemos:

$$P_1 = P_2 = P_T = 1,05 U_{\text{rec}} I_{\text{rec}}. \quad (23-48)$$

El coeficiente  $k_r = U_{\text{rec}} I_{\text{rec}} / P_T$  se llama factor de utilización del transformador. En el caso dado  $k_r = 1/1,05 = 0,955$ , o sea, es relativamente alto.

Dado que en un circuito en puente las corrientes primaria y secundaria del transformador son iguales, las f.m. primaria y secundaria están mutuamente equilibradas y en el núcleo del transformador no hay flujo monofásico adicional. Eso constituye una ventaja valiosa del circuito en puente.

En las instalaciones con rectificadores a arco de mercurio de gran potencia, los principales esquemas de conexión son dos, a saber: a) estrella — doble zigzag y b) estrella — dos estrellas invertidas con una bobina separadora.

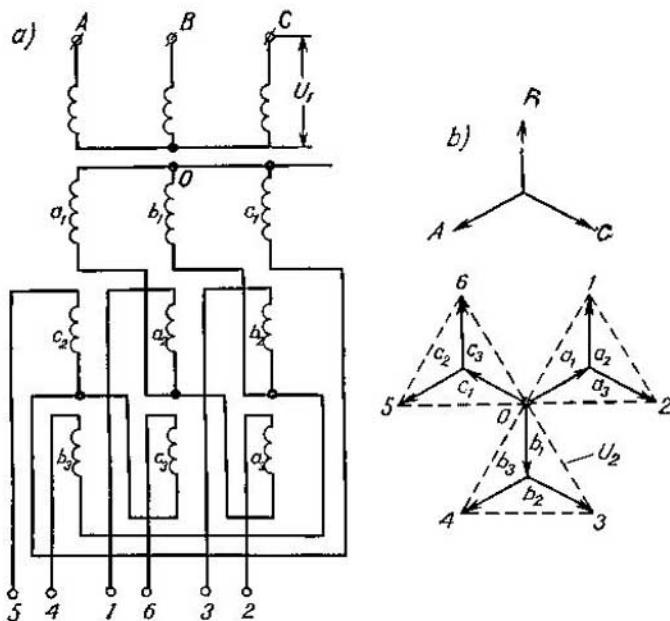


Fig. 23-13. Transformador para un rectificador a arco de mercurio:  
a — devanados conectados en estrella — doble zigzag; b — diagrama de f.e.m.

**C. Circuito estrella — doble zigzag** (fig. 23-13, a). El primario del transformador está conectado en estrella y cada fase del secundario está dividida en tres partes iguales conectadas entre sí en zigzag. Así, por ejemplo, el final de la parte  $a_1$ , situada en la columna A, está conectado con los finales de las partes  $a_2$  y  $a_3$ , colocadas en las columnas B y C. Desde el punto neutro  $O$  del secundario parte un conductor hasta el cátodo del rectificador a arco de mercurio, y los finales de los devanados 1, 2, 3, 4, 5, 6 se conectan a los respectivos ánodos del rectificador. En la fig. 23-13, b viene dado el diagrama de f.e.m. del transformador representado en la fig. 23-13, a. El secundario está arrollado en sentido contrario con respecto al primario. Correspondientemente, la estrella de f.e.m.  $a_1 - b_1 - c_1$  está girada  $180^\circ$  con respecto a la estrella  $A - B - C$ . Las f.e.m. de las partes  $a_2$  y  $a_3$  se restan geométricamente de la f.e.m.  $a_1$ , puesto que las partes de los devanados están conectadas por sus finales; lo mismo ocurre en las otras dos fases. La fig. 23-13, b representa los resultados de la substracción geométrica. En total, las tensiones  $O1, O2, \dots, O6$  entre el punto neutro  $O$  y los ánodos 1, 2, ..., 6 del rectificador forman un sistema hexafásico simétrico en el que las tensiones  $O1 = O2 = \dots = O6 = U_2$ , donde  $U_2$  es la tensión entre el terminal neutro y el de salida del transformador. Así, el circuito de la fig. 23-13, a es equivalente al circuito hexafásico,

por consiguiente [véase la fórmula (23-39)], tenemos:

$$U_{\text{rec}} = U_2 \sqrt{2} \frac{\sin \frac{\pi}{6}}{\pi/6} = 1,35 U_2. \quad (23-49)$$

La corriente que circula por la parte del secundario, directamente conectada al ánodo, es igual a [véase la fórmula (23-42)]:

$$I_2 = \frac{I_{\text{rec}}}{\sqrt{m}} = \frac{I_{\text{rec}}}{\sqrt{6}} = 0,41 I_{\text{rec}}. \quad (23-50)$$

La corriente que recorre la parte del devanado conectada al punto neutro representa el conjunto de las corrientes de dos ánodos y su valor eficaz es:

$$I'_2 = 0,41 \sqrt{2} I_{\text{rec}} = 0,58 I_{\text{rec}}. \quad (23-51)$$

Puesto que en el caso en cuestión  $m=6$ , la potencia del secundario será:

$$P_2 = 6 U_2 I_2 = 6 \frac{U_{\text{rec}}}{1,35} 0,41 I_{\text{rec}} = 1,81 U_{\text{rec}} I_{\text{rec}}. \quad (23-52)$$

La potencia del primario es la misma que en el circuito trifásico en puente, es decir:

$$P_1 = 1,05 U_{\text{rec}} I_{\text{rec}}. \quad (23-53)$$

Por consiguiente, la potencia tipo del transformador es:

$$P_T = \frac{1}{2} (1,81 + 1,05) U_{\text{rec}} I_{\text{rec}} = 1,43 U_{\text{rec}} I_{\text{rec}}. \quad (23-54)$$

La fig. 23-14 representa la característica exterior de una instalación de rectificación que funciona según el circuito de la fig. 23-13, a. Esta es parecida a la característica exterior de un transformador ordinario, pero el funcionamiento del transformador para rectificadores es algo diferente del de un transformador ordinario, puesto que por el secundario del primero fluye la componente de corriente continua que aumenta los flujos de dispersión y las pérdidas adicionales de este transformador.

El circuito estrella — doble zigzag se utiliza en instalaciones rectificadoras de hasta 1000 kVA de potencia. La tensión de cortocircuito de un transformador para rectificadores es de 4—5%.

**D. Circuito estrella — dos estrellas invertidas con bobina separadora.** (fig. 23-15, a). El secundario del transformador consta de dos estrellas

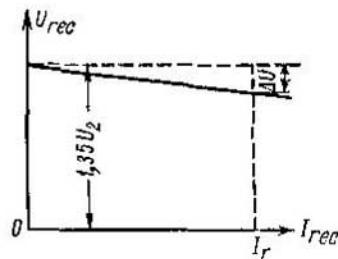


Fig. 23-14. Curva  $U_{\text{rec}}=f(I_{\text{rec}})$  para la conexión en estrella — doble zigzag

invertidas una respecto a la otra con una bobina de choque monofásica  $BR$  intercalada entre los puntos neutros  $O_1$  y  $O_2$ . Una estrella alimenta el grupo impar de ánodos  $1, 3, 5$ , y la otra alimenta el grupo par de ánodos  $2, 4, 6$ . Conectando el punto medio  $M$  de la bobina al polo negativo del circuito de corriente rectificada, vemos que ambas estrellas pueden funcionar en paralelo, con la particularidad de que en cada estrella está intercalada una mitad de la bobina de choque. Supongamos que en un instante dado el ánodo  $1$  tenga la tensión máxima bajo la acción de la cual comienza a circular por el circuito anódico la corriente  $I_{rec}$ . Dado que esta corriente pasa por la mitad izquierda de la bobina de choque en ésta se crea un flujo que induce las f.e.m.  $e_{s1}$  y  $e_{s2}$  en ambas mitades de la bobina. Cuando aumenta la corriente anódica, la f.e.m.  $e_{s1}$  tiene un sentido tal, que tiende a oponerse al aumento de la corriente y, por consiguiente, reduce la tensión de la fase  $O_1a$ , con respecto al punto  $M$ . Por el contrario, la f.e.m.  $e_{s2}$  en la mitad derecha de la bobina, que tiene el mismo sentido que la f.e.m.  $e_{s1}$ , pretende aumentar la tensión de la fase  $O_2c_2$  con respecto al punto  $M$ . Como resultado de esto, las tensiones de las fases  $O_1a$  y  $O_2c_2$  se equilibran y, por consiguiente, la bobina de choque actúa como compensador, obligando a los ánodos  $1$  y  $2$  a funcionar en paralelo. Si las resistencias de las dos estrellas del secundario del transformador son iguales, la corriente de carga se distribuirá en partes iguales entre las dos estrellas. Luego se crean estas mismas condiciones de funcionamiento para los ánodos  $2-3$   $3-4$ , etc.

La segunda propiedad valiosa de este esquema es que con el funcionamiento simultáneo en paralelo de los dos ánodos, cada uno de ellos actúa  $1/12$  de período antes que con el funcionamiento en el régimen hexafásico, y deja de actuar  $1/12$  de período más tarde. Por tanto, el ánodo no funciona durante  $1/6$  parte de período, como ocurre en el circuito de la fig. 23-13, sino durante una tercera parte de éste, es decir, del mismo modo que en un rectificador trifásico.

Este circuito tiene las siguientes ventajas: a) facilita el funcionamiento de los ánodos y eleva la capacidad de carga del rectificador, ya que con un valor dado de la corriente rectificada  $I_{rec}$  a cada uno de los dos ánodos que funcionan en paralelo le toca aproximadamente la mitad de la corriente  $I_{rec}$ ; b) permite una mejor utilización del transformador, ya que el rectificador pasa del régimen de trabajo hexafásico al trifásico; c) tiene menor caída de tensión  $\Delta U$  o, para el valor dado de  $\Delta U$ , puede tener una tensión de cortocircuito más alta, lo que en ciertos casos, por ejemplo, en las instalaciones de tracción, tiene suma importancia.

Puesto que en el caso dado el rectificador tiene un circuito trifásico con derivación del neutro y, de acuerdo con lo antedicho, cada ánodo conduce la mitad de la corriente  $I_{rec}$ , por las fórmulas (23-39) y (23-42) tenemos:

$$U_{rec} = U_2 \sqrt{2} \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{3}}{\pi/3} = 1,17 U_2 \quad \text{y} \quad I_2 = \frac{I_{rec}}{2 \sqrt{3}} = 0,289 I_{rec}.$$

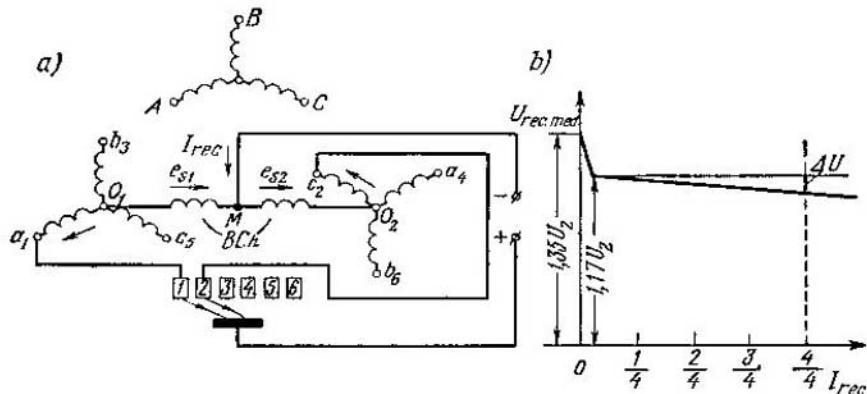


Fig. 23-15. Conexión en estrella — doble estrella con bobina separadora (a) y característica exterior del rectificador (b)

Por consiguiente, la potencia del secundario será:

$$P_2 = 3U_2 \cdot 2I_2 = 3 \frac{U_{\text{rec}}}{1,17} 2 \cdot 0,289I_{\text{rec}} = 1,49U_{\text{rec}}I_{\text{rec}}. \quad (23-55)$$

La potencia del primario es la misma que en el circuito de la fig. 23-13, a, es decir:

$$P_1 = 1,05U_{\text{rec}}I_{\text{rec}}. \quad (23-56)$$

La potencia tipo del transformador será:

$$P_T = \frac{1}{2}(1,49 + 1,05)U_{\text{rec}}I_{\text{rec}} = 1,27U_{\text{rec}}I_{\text{rec}}. \quad (23-57)$$

El inconveniente de este circuito es que, al variar la carga desde la marcha en vacío hasta 1% aproximadamente, tiene lugar un cambio brusco de tensión desde  $U_{\text{rec}} = 1,35U_2$  hasta  $U_{\text{rec}} = 1,17U_2$ , es decir, en un 15% (fig. 23-15, b). Esto se explica porque para corrientes de carga de pequeña intensidad, la bobina separadora no recibe la corriente magnetizante necesaria para su trabajo y actúa como si estuviera desconectada del circuito. En estas condiciones el rectificador funciona como si fuera hexafásico, en el cual según la fórmula (23-49),  $U_{\text{rec}} = 1,35U_2$ . Con un aumento de la corriente por encima de 1% de la nominal, la bobina se magnetiza normalmente y el rectificador comienza a trabajar como trifásico con  $U_{\text{rec}} = 1,17U_2$ . Para eliminar este pico de tensión se conecta una resistencia de balasto al rectificador, que garantice una carga del orden de 1%, o se hace uso de un transformador especial para imantar la bobina separadora.

La tensión de cortocircuito de los transformadores que funcionan según el circuito de la fig. 23-15, a es de 5—8%; el rendimiento de los transformadores para rectificadores es algo menor, y el peso algo mayor

que el de los transformadores de potencia. La cuba, la tapa de la cuba, los dispositivos de control y de protección del transformador para rectificador son de construcción ordinaria.

### 23-7. Transformadores de ensayos

Para el ensayo de materiales y para diversas investigaciones se necesitan tensiones del orden de 500 a 2000 kV con una frecuencia industrial normal. Los transformadores de ensayos son las principales instalaciones que producen estas tensiones<sup>1</sup>. Los primeros tipos de transformadores de ensayos, que se distinguían muy poco de los transformadores de potencia ordinarios, resultaron poco satisfactorios. Por esta razón, fueron proyectados transformadores de ensayos especiales basándose en los principios siguientes:

- 1) distribución forzada de alta tensión por todo el circuito de alto voltaje, gracias a lo cual los potenciales de ciertos puntos nodales del circuito se fijan con respecto a la tierra;
- 2) división de la tensión total entre varios transformadores conectados en serie o en cascada;
- 3) utilización de transformadores auxiliares, llamados aislantes;
- 4) la estructura del devanado de alta tensión debe ser del tipo de aislador de condensador.

Los transformadores de ensayos pueden ser en aceite o secos.

Actualmente, los esquemas basados en el primer principio carecen de importancia práctica. Los esquemas correspondientes al segundo principio están representados en las figs. 23-16 y 23-17.

En la fig. 23-16 los transformadores I y II están acoplados en serie y cada uno de ellos está calculado para la mitad  $U_0/2$  de la tensión total  $U_0$ . El transformador II está montado sobre aisladores que están sometidos a una tensión  $U_0/2$ . A fin de que el potencial del devanado de alta tensión (AT) del transformador II esté rigurosamente fijado con respecto al núcleo del mismo transformador, el núcleo y la cuba (si es un transformador en aceite) se conectan al final neutro del devanado de alta tensión de este transformador. La excitación del transformador II, cuyo núcleo y cuba están sujetos al potencial  $U_0/2$  con respecto a tierra, se puede efectuar por medio del así llamado transformador aislante (III en la fig. 23-16) con una relación de transformación  $k=1/1$ , estando calculado el aislamiento entre los devanados del transformador aislante para la tensión de  $U_0/2$ . Los transformadores I y III son excitados por el generador G. De acuerdo con este principio fue construida una de las primeras instalaciones para 1 MV compuesta de tres transformadores, uno de los cuales es aislante.

Si el número de transformadores conectados en serie es más de tres, la instalación con transformadores aislantes resulta muy volumi-

<sup>1)</sup> Para ensayos de impulsos con tensiones desde varios megavoltios hasta 10 MV se utilizan generadores de impulsos en forma de circuitos especiales de condensador.

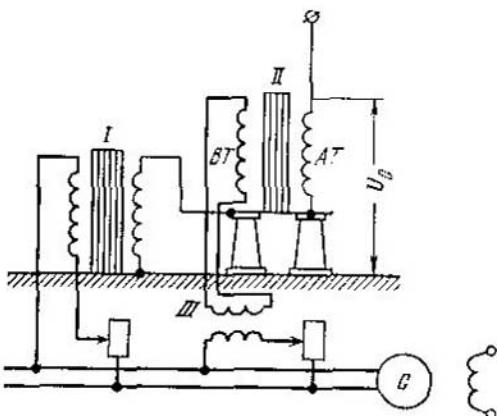


Fig. 23-16. Esquema de un transformador de ensayos con transformador aislante

nosa, por lo que, actualmente se utiliza más el principio de excitación en cascada de los transformadores, en particular, conectándolos según el circuito de autotransformador (fig. 23-17). El segundo transformador, así como el tercero, son excitados desde una parte del devanado de alta tensión del transformador antecedente (en la fig. 23-17 estas partes están representadas con líneas gruesas). A este fin los dos extremos de cada devanado excitador salen a través del aislador de alta tensión al devanado de excitación del transformador subsiguiente. Basándose en este principio, se pueden formar cascadas dobles para tensiones de hasta 2 MV con punto medio puesto a tierra, siendo el número de transformadores en la cascada doble, de cuatro a ocho.

Sin embargo, las cascadas tienen grandes inconvenientes. Ya que cada transformador subsiguiente recibe su energía del precedente, la potencia de cada uno de ellos es diferente. Si según el circuito de la fig. 23-17 la potencia del transformador III es igual a  $P$ , la potencia del transformador II debe ser  $P+P=2P$ , y la del transformador I será  $P+2P=3P$ ; la potencia instalada total es de  $6P$ , mientras la potencia de la cascada sólo es de  $3P$ . Además, con el aumento del número de elementos de la cascada su inductancia total crece considerablemente. Si, por ejemplo, con un transformador la inductancia es de 1,25%, con dos será del 4%, con tres, del 9%, y con cuatro, incluso del 16,4%. El tercer inconveniente del esquema en cascada consiste en la distribución

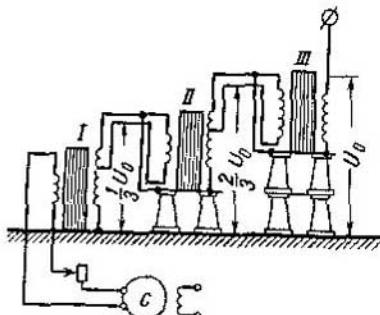


Fig. 23-17. Esquema de un transformador de ensayos de cascada con excitación por el principio de autotransformador

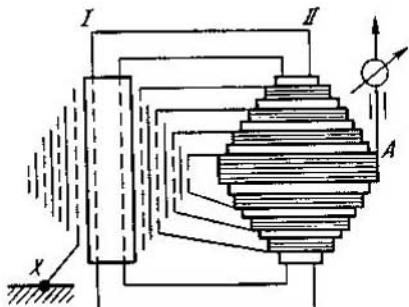


Fig. 23-18. Esquema de disposición de los devanados del transformador de ensayos con circuito combinado

ra tensiones de hasta 1 MV. La construcción del transformador es análoga a la de los aisladores de tipo condensador (véase la fig. 23-18).

El devanado de alta tensión de hilo conductor redondo se arrolla en una capa sobre cilindros aislantes. El número de cilindros, sus longitudes y diámetros se eligen de tal manera que al conectar en serie el final del devanado del primer cilindro de la columna I con el origen del devanado del primer cilindro de la columna II, el final del devanado del primer cilindro de la columna II con el origen del devanado del segundo cilindro de la columna I y así sucesivamente, el aumento del potencial de una espira a otra, comenzando desde el origen puesto a tierra del devanado del primer cilindro de la columna I, corresponda a la distribución del potencial entre las capacidades de las capas concéntricas del devanado.

El transformador de ensayos de tipo sumergido en aceite es relativamente voluminoso y pesado, especialmente para altas tensiones. Está claro, por ejemplo, que la instalación de la fig. 23-17 requiere una grúa para el montaje y el desmontaje de la cascada durante las operaciones de revisión y reparación, debido a lo cual estos trabajos son en este caso muy laboriosos.

Una gran ventaja de los transformadores de ensayo secos consiste en la ausencia de los aisladores de paso extraordinariamente voluminosos y caros, y en que, a pesar de las dimensiones bastante grandes de los núcleos y devanados, el peso de los transformadores secos es considerablemente menor que el de los transformadores en aceite, por carecer de cuba y de aceite.

Si el transformador se ha hecho adecuadamente conforme a la fig. 23-18, sobre éste no ejerce influencia nociva el polvo y la humedad y su desmontaje es relativamente sencillo. Los transformadores de ensayos secos del tipo de condensador se pueden construir para una tensión de hasta 1 MV por unidad.

desigual de las tensiones de impulso entre los distintos elementos de la cascada análogamente a la distribución de tales tensiones a lo largo del devanado de un solo transformador. Mientras tanto, el funcionamiento normal de la cascada (en el caso de descargas, etc.) va precisamente acompañado de sobretensiones de impulso.

Por esta razón, se tiende a construir transformadores de ensayos para la plena tensión  $U_0$  en una unidad, y ya existen semejantes transformadores pa-

### 23-8. Transformadores para soldadura

Los transformadores para soldadura son de distintos tipos, en dependencia de la operación de soldadura: al arco, a tope, de costura, o por puntos. Aquí consideraremos sólo los transformadores para soldadura al arco.

El transformador para soldadura, lo mismo que la máquina de corriente continua para soldar, debe tener una tensión en vacío de 60--70 V suficiente para el encendido del arco, y poseer una característica exterior bruscamente decreciente. En el caso elemental se podría utilizar para este fin el autotransformador que puede dar buenos resultados técnicos y económicos, pero es inaceptable desde el punto de vista de la seguridad del soldador, ya que éste puede ser afectado por la tensión total de la red. Por esta razón, en la práctica, los devanados primario y secundario de los transformadores para soldadura se hacen separados. Para obtener la característica exterior requerida, los transformadores para soldadura se practican con una dispersión relativamente grande ya sea en el propio transformador ya en un reactor separado (fig. 23-19). La regulación de la corriente para soldar se puede realizar: a) por etapas, conmutando las secciones de uno o varios devanados y b) suave, variando la resistencia magnética del propio transformador o del reactor conectado a él.

Como ilustración exponemos los datos del transformador CT3-34 construido por la fábrica "Elektrik" para soldadura manual al arco.

Datos nominales del transformador:  $P_n=30 \text{ kVA}$ ,  $U_1/U_2=220/60 \text{ V}$ ,  $I_1/I_2=147/500 \text{ A}$ , monofásico, 50 Hz; la duración adoptada de trabajo (DT) es 65%.

Datos de cálculo y constructivos: núcleo de columna; acero 341-0,5; inducción: en la columna 1,3 T, en la culata 1,26 T; la sección transversal de la columna es rectangular  $93 \times 120 \text{ mm}^2$ ; dimensiones de la ventana: altura 274 mm, anchura 93 mm; corriente en vacío 3,4%; peso del acero 87,5 kg; f.e.m. por espira 2,98 V; devanados del tipo cilíndrico de dos capas con canal entre ellas; el secundario es de hilo conductor de cobre desnudo; densidad de corriente en los devanados con DT=65%: en el primario  $2,11 \text{ A/mm}^2$ , en el secundario  $3,2 \text{ A/mm}^2$ ; peso de los devanados 46,8 kg; rendimiento calculado 93%.

El reactor regulador es monofásico, de 50 Hz, DT=65%; tensión 50 V, f.e.m. por espira 3,57 V; acero 341-0,5; inducción en la columna

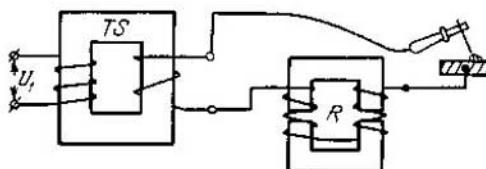


Fig. 23-19. Esquema principal de un transformador para soldadura eléctrica al arco

1,18 T, dimensiones de la columna  $100 \times 130$  mm, devanado cilíndrico con hilo conductor desnudo de  $9 \times 12,5$  mm, densidad de corriente  $3,48$  A/mm<sup>2</sup>.

### 23-9. Datos breves sobre diversos tipos de transformadores

**A. Transformadores de corriente.** El primario de un transformador de corriente consta de una o varias espiras de sección transversal relativamente grande que se conecta en serie al circuito cuya corriente se mide (fig. 23-20). Por el contrario, el secundario se compone de un gran número de espiras de sección transversal relativamente pequeña y se cierra a través de instrumentos de resistencia muy pequeña, como amperímetros, devanados en serie de vatímetros, contadores, etc. Así, el régimen de funcionamiento del transformador de corriente es prácticamente de cortocircuito. Con corriente nominal la inducción en el núcleo del transformador de corriente es  $B=0,08 \div 0,10$  T. Despreciando la corriente magnetizante, muy pequeña,  $I_0$  necesaria para producir esta inducción, entonces  $I_1 : I_2 = w_2 : w_1 = k$ . En realidad la corriente  $I_0$  existe y esto origina, en primer lugar, un error "de corriente"  $\Delta i = \frac{kI_2 - I_1}{I_1} \cdot 100\%$ , en segundo lugar, un error angular ya que la corriente  $I_0$  está desfasada con respecto a las corrientes  $I_1$  y  $I_2$ .

Según el valor del error garantizado, los transformadores de corriente se dividen en cinco clases de exactitud, a saber: 0,2; 0,5; 1; 3 y 10, tomando, como designación de clase de exactitud el valor del error límite "de corriente" a corriente nominal. Los transformadores de corriente se construyen para corrientes primarias nominales en el margen de 5 a 15 000 A y tienen, por regla general, una corriente secundaria nominal de  $I_{2n} = 5$  A (para instalaciones interiores). Los transformadores, según su finalidad, pueden tener distinta estructura. Existen: los transformadores de corriente tipo atravesador de forma de aisladores pasamuros; transformadores de barras para corrientes de gran intensidad con una espira en el primario; transformadores de laboratorio de una espira o de espiras múltiples, etc. Para garantizar la seguridad de servicio, el secundario del transformador debe estar fiablemente puesto a tierra.

Es necesario subrayar especialmente que no se debe dejar el secundario abierto al conectar el transformador y desconectarlo durante el funcionamiento del mismo. De lo contrario el transformador trabajaría

en régimen de marcha en vacío y la inducción en el acero del núcleo aumentaría considerablemente con respecto a su valor normal, hasta 1,4—1,8 T (en lugar de 0,08—0,1 T) con el correspondiente aumento de las pérdidas en el acero, y en el caso de funcionamiento duradero del transformador es inevitable el sobrecalentamiento del núcleo y el deterioro del aislamiento del secundario. Pero el peligro principal lo representa la tensión  $U_{20}$  en

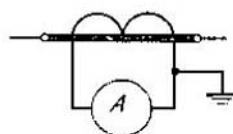


Fig 23-20. Esquema de un transformador de corriente

los bornes del secundario abierto, con carácter bruscamente de cresta, debido a la saturación muy intensa del acero, como resultado de lo cual el flujo del transformador adquiere la forma de una curva muy aplanaada. Las crestas  $U_{20}$  en los transformadores de corriente de gran intensidad alcanzan varios millares de voltios y presentan un peligro para el personal. De aquí se ve la gran importancia que tiene que el secundario del transformador de corriente esté cerrado en sí mismo o en los aparatos.

**B. Transformadores de tensión.** Las condiciones de funcionamiento de los transformadores de tensión corresponden a las de un transformador en vacío. Las tensiones secundarias nominales de estos transformadores deben ser iguales a 100,  $100/\sqrt{3}$  ó  $100/3$  V, según las normas estatales soviéticas. Para que el error tolerable del transformador no salga de un margen determinado, la corriente magnetizante del transformador debe estar limitada. A este fin el transformador se construye de acero de alta calidad relativamente poco saturado ( $B \leq 0,6 \div 0,8$  T). Según el valor del error admisible los transformadores de tensión se dividen en cuatro clases de precisión: 0,2; 0,5; 1 y 3, y pueden ser monofásicos con potencias nominales de hasta 1000 VA o trifásicos para potencias de hasta varios kilovoltamperios.

La estructura de los transformadores de tensión fabricados en la Fábrica de Transformadores de Moscú ha sido profundamente modificada. En la nueva estructura se emplean circuitos magnéticos acorazados y devanados concéntricos de capas de hilo esmaltado. Así se ha podido reducir considerablemente el peso y las dimensiones, por ejemplo, el peso total de un transformador de tensión monofásico en aceite para una tensión de 6 kV fue reducido desde 38,8 hasta 23 kg, es decir, en un 40,5%; el peso de este mismo transformador para 35 kV, fue reducido desde 385 hasta 230 kg, es decir, en un 40%.

**C. Transformadores con núcleo bobinado.** La fig. 23-21 representa un transformador acorazado con núcleo bobinado de acero laminado en frío. Estos transformadores dan una ganancia de materiales de un 15 a un 20% debido a la ausencia o reducción de los entrehierros y a la mejor utilización del acero. Los transformadores en cuestión se construyen para potencias de hasta 500 kVA sólo de tipo monofásico, porque el trifásico presenta grandes dificultades de construcción.

**D. Transformadores antideflagrantes y protegidos contra incendios.** El aceite ordinario para transformadores es inflamable y sus vapores mezclados con el aire pueden producir mezclas explosivas. Por

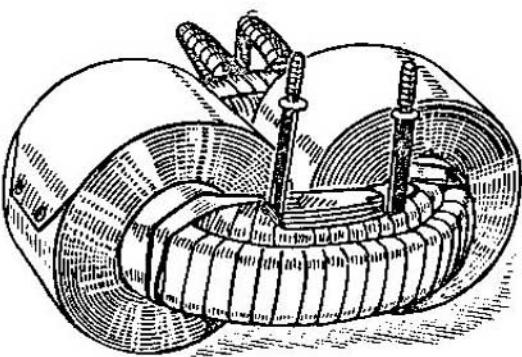


Fig. 23-21. Transformador con núcleo arrollado

esto surgió la necesidad de transformadores antideflagrantes y protegidos contra incendios. El problema admite varias soluciones. Una de ellas es llenar la cuba con aceite ininflamable y no explosivo. En 1935 el Instituto Electrotécnico de la URSS creó un dieléctrico líquido ininflamable llamado *sovtol*, y más tarde apareció otro menos viscoso, *el sovtol*. En 1938 la Fábrica de Transformadores de Moscú construyó un modelo experimental de transformador en *sovtol*. Pero sus desventajas inherentes (véase el § 12-5 p. E) no permiten ampliar su aplicación. La segunda solución posible del mismo problema es el transformador seco. La ausencia de aceite y de su servicio es una ventaja importante, pero las condiciones de refrigeración y aislamiento son más difíciles que en un transformador en aceite. En la construcción de transformadores secos económicos se han alcanzado grandes éxitos utilizando acero laminado en frío y barnices aislantes resistentes al calor. Por ejemplo, en 1938 un transformador seco con una potencia de 50 kVA pesaba 557 kg, en 1942 pesaba 263 kg y en 1944 sólo 205 kg. Actualmente se construyen transformadores para potencia de hasta 4000 kVA y tensiones de servicio de hasta 15 kV.

El cobre del devanado está cubierto de un aislante de fibra de vidrio o de amianto con barniz especial que puede soportar continuamente 160°C. Cada devanado está impregnado con barniz resistente al calor y recocido a alta temperatura; además toda la parte desarmable del transformador está impregnada y tratada en el horno. Es admisible un sobrecalefamiento medio del devanado por resistencia de 80°C y la temperatura del punto más caliente del devanado no debe exceder de 140—155°C con una temperatura ambiente de 40°C. La tercera solución posible del problema es un transformador sumergido en aceite por encima del cual en la cuba se introduce un gas inerte a presión normal. Las investigaciones han demostrado que para evitar la oxidación del aceite y del aislamiento del transformador por el oxígeno disuelto en el aceite es suficiente utilizar nitrógeno. Despues de un tratamiento adecuado el contenido de oxígeno en el aceite se reduce hasta fracciones de 1%, y en condiciones de servicio cuando se utilizan empaquetaduras y filtros absorbentes de la humedad y del oxígeno dicho contenido no excede de 1%. Pero la reducción del contenido de oxígeno hasta el 3% ya hace estos transformadores antideflagrantes y protegidos contra incendios aunque requieren observación y entretenimiento.

El último tipo de estos transformadores son los transformadores con gas comprimido cuyas cubas sólo están llenas de gas a cierta presión. En calidad de gas se recomienda utilizar el nitrógeno o ácido carbónico a una presión de hasta 40 atmósferas. La ventaja principal de estos transformadores es que pueden ser construidos para temperaturas que exceden considerablemente de las ordinarias del núcleo y del devanado (300—325°C para el primero y 200°C para el segundo) utilizando materiales aislantes resistentes al calor. En este caso las dimensiones del transformador disminuyen hasta el 75%, especialmente cuando se utiliza una frecuencia elevada del orden de 600—1200 Hz.

## CAPÍTULO XXIV

### ENVEJECIMIENTO DEL AISLAMIENTO Y CAPACIDAD DE CARGA DE LOS TRANSFORMADORES Y REACTORES

[172, 211, 240—246]

Los numerosos experimentos e investigaciones realizados han demostrado que la rigidez eléctrica del aislamiento no disminuye hasta que éste no pierda su resistencia mecánica.

Un aislamiento sin defectos mecánicos puede conservar una rigidez eléctrica bastante alta aunque haya perdido completamente su elasticidad. Pero hay que tener en cuenta que un aislamiento sin elasticidad se hace frágil a causa de las vibraciones y los esfuerzos dinámicos que tienen lugar.

El grado de elasticidad de un aislamiento no se puede establecer sólo por su rigidez eléctrica, por eso, el grado de envejecimiento del aislamiento se determina exclusivamente por su resistencia mecánica. El plazo de servicio real del transformador se determina también por su resistencia mecánica. Pero, hasta hoy día no existen datos exactos para poder determinar el efecto que ejerce el desgaste del aislamiento sobre el funcionamiento fiable del transformador.

Aquí es preciso indicar que al actuar térmicamente sobre el papel para revestir cables, la reducción de su resistencia mecánica a la rotura, a la tracción, compresión y fractura se expresan con cifras bastante lejanas unas de otras.

Actualmente se ha establecido con mayor exactitud la relación existente entre la acción térmica sobre el aislamiento y el límite inferior de su resistencia a la rotura. Por consiguiente, se puede considerar que la curva  $Z=f(\vartheta)$ , que nos proporciona para cada temperatura dada  $\vartheta$  el tiempo  $Z$  durante el cual la resistencia a la rotura se reduce hasta el valor límite admisible, es la "curva de vida" del aislamiento. El aislamiento sometido a una temperatura dada durante un período de tiempo mayor que el previsto en la "curva de vida" ya no podrá, por su estado físico, garantizar el funcionamiento fiable del transformador.

La función  $Z=f(\vartheta)$  puede ser representada en la forma siguiente:

$$Z = ce^{-\alpha\vartheta}, \quad (24-1)$$

donde  $c$  y  $\alpha$  tienen valores numéricos determinados por la experiencia del servicio. Los resultados de los experimentos han demostrado que

para el intervalo de temperaturas que existe en la práctica, se puede admitir  $\alpha=0,088$ , lo cual conduce a la regla de los "8 grados" que dice; el aumento de la temperatura del aislamiento en 8 grados reduce dos veces el tiempo de su desgaste práctico.

Si se toma  $\theta'=\theta+8$ , entonces

$$Z' = ce^{-\alpha(\theta+8)}. \quad (24-2)$$

Dividiendo la ecuación (24-2) por la (24-1), obtendremos:

$$\frac{Z'}{Z} = e^{-\alpha s} = e^{-0,088 \cdot 8} = \frac{1}{2}.$$

Partiendo de las observaciones anteriores, confirmadas por los datos de servicio, de que cuando el punto más caliente del devanado tiene una temperatura de  $\theta=95^\circ=\text{const}$  el transformador puede funcionar normalmente durante 20 años, se pueden establecer las sobrecargas normales y de avería admisibles para el servicio de los transformadores de potencia.

En el régimen estable de servicio las normas límites de calentamiento se admiten cuando la potencia del transformador es nominal.

En los regímenes de cargas breves y periódicas las temperaturas límites admisibles deben depender del tiempo de funcionamiento (o de una fracción del período de funcionamiento).

Es evidente que la máxima carga breve admisible depende del coeficiente de llenado del diagrama de carga en un intervalo de tiempo determinado y, particularmente, del diagrama de carga diario.

De los razonamientos expuestos se deduce que para el servicio adecuado del transformador no basta con partir sólo del régimen de potencia nominal, sino que es también necesario analizar la capacidad de carga. En este caso el criterio principal es el plazo de servicio del transformador y no el exceso de temperaturas para la carga dada.

La capacidad de carga de un transformador es la carga máxima que éste puede soportar, sin perjudicar el plazo de su servicio, durante largo tiempo en los regímenes de servicio dados, determinados por el diagrama de consumo y por las condiciones de enfriamiento del medio.

Un transformador con refrigeración por aceite natural o forzada, instalado al aire libre en un lugar donde la temperatura ambiente varía desde  $+5$  hasta  $+35^\circ\text{C}$ , puede funcionar con la carga nominal indicada en la placa de características días enteros. En estas condiciones se garantiza el plazo de servicio del transformador durante un período (del orden de 20 años) limitado, como habíamos dicho antes, por el desgaste admisible del aislamiento de sus devanados.

En las condiciones de servicio normales la carga del transformador no es constante, sino que varía durante el día y en función de las estaciones de año.

Cuando la variación máxima de la carga es igual a la potencia nominal en kilovoltamperios, la capacidad de carga del transformador se utiliza insuficientemente. La capacidad de carga se utiliza tanto más

completamente cuanto mayor sea la variación máxima de la carga con respecto a la potencia nominal.

Cuando se utiliza máximamente la capacidad de carga del transformador el desgaste del aislamiento será igual aproximadamente al 80% del desgaste normal con una carga nominal, constante e invariable. A una carga diaria constante igual al 100% corresponde una corriente admisible máxima de  $0,975 I_n$ .

Así, no sólo se conserva el plazo de servicio normal del transformador, sino que además queda la reserva suficiente para compensar las sobrecargas que surgen en caso de avería.

El coeficiente de llenado del diagrama de carga diario es la relación entre el área del diagrama de carga y el área de un rectángulo cuyos lados son la abscisa  $T=24$  h y la ordenada  $I_{\max}$  equivalente al máximo del diagrama, es decir:

$$S = \frac{\sum I_M}{24I_{\max}},$$

es decir, la relación de la carga diaria media a la máxima.

Si en el lugar de servicio del transformador la temperatura media anual del aire  $\vartheta_{air}$  difiere de  $+5^{\circ}\text{C}$ , entonces, la potencia nominal  $P_n$  indicada en la placa de características se deberá especificar de nuevo según la fórmula

$$P'_n = P_n \left( 1 + \frac{5 - \vartheta_{air}}{100} \right). \quad (24-3)$$

Como regla general, en verano la carga del transformador es considerablemente más baja que en invierno y que la nominal; por consiguiente, en verano el desgaste del aislamiento es menor que el normal. Esto permite aumentar en invierno la relación entre la carga máxima y la nominal (o recalculada) sin perjudicar el plazo normal de servicio del transformador.

Si durante el periodo desde junio hasta agosto inclusive la carga máxima es en un p% más baja que la  $P_n$  (o  $P'_n$ ), entonces durante el periodo desde diciembre hasta marzo se podrá aumentar la carga máxima en los mismos p% de la  $P_n$  (o  $P'_n$ ) pero no más del 15%.

En un transformador predestinado para trabajar en clima tórrido las condiciones de funcionamiento con respecto a la potencia nominal son más difíciles. Por el contrario, para el servicio en un clima frío la temperatura media anual será más baja, lo que deberá influir favorablemente en la temperatura media anual del transformador y en su capacidad de carga.

Al calcular la capacidad de carga de los transformadores con refrigeración por soplado hay que tener en cuenta que la carga sin soplado es superior a la primera en un 30% de la nominal.

## INDICE BIBLIOGRÁFICO

### INTRODUCCION

1. Holz A. Die Schule des Elektrotechnikers. Bd. 1, 2, 3. Leipzig, 1896.
2. Ефремов Д. В., Радовский М. И. а) История динамомашины. Изд-во АН СССР, 1934; б) История электродвигателя. Изд-во АН СССР, 1936. (Efremov D. V., Radovskii M. Y. a) Historia de la dinamo, b) Historia del motor eléctrico).
3. Доливо-Добровольский М. О. Классики русской энергетики. Избранные труды (о трехфазном токе). М.—Л., Госэнергоиздат, 1948. [Dolivo-Dobrovolskii M. O. Clásicos de la energética rusa. Obras escogidas (sobre la corriente trifásica)].
4. Michalowicz J. Origin of the electric motor. «El. Eng.», 1948, p. 1035.
5. Шателен М. А. Русские электротехники М.—Л., Госэнергоиздат, 1935. (Shatelen M. A. Técnicos electricistas rusos).
6. Dibner B. а) Ten founding fathers of the electrical science. «El. Eng.», 1954. Gielbert W. p. 306; Guericke O. p. 396; Franklin B. p. 506; Volta A. p. 600; Ampere A. p. 724; Ohm G. p. 796; Gauss K. p. 874; Faraday M. p. 966; Henry J. p. 1072. «El. Eng.», 1955; Maxwell J. p. 40; б) Early electrical machines. «El. Eng.», 1957, pp. 367, 497, 689, 795, 884; с) Oersted and the discovery of electromagnetism. «El. Eng.», 1961, pp. 321, 426, 582, 677.
7. Swezey K. Nicola Tesla — pathfinder of the electrical age. «El. Eng.», 1956, p. 786.
8. Halacsy A., Fuchs G. Transformer invented 75 years ago. «Trans. AIEE», 1961, p. 121.
9. Круг К. А. Основы электротехники. Т. 1 и 2. М.—Л., Госэнергоиздат, 1946. (Krug K. A. Fundamentos de la Electrotecnia).
10. Нейман Л. Р., Кацантаров П. Л. Теоретические основы электротехники. Т. 1, 2 и 3. Изд. 5. М.—Л., Госэнергоиздат, 1959. (Fundamentos teóricos de la electrotecnia).

### APARTADO PRIMERO

#### МАШИНЫ ДЛЯ ПОСТОЯННОГО ТОКА

11. Janet P. Leçon d'électrotechnique générale T. 1. Généralités, courant continu. Paris, 1921; T. 2. Alternateurs, transformateurs, 1922.
12. Maudit A. Machines électriques, théorie, essais et construction. Dunot, Paris, 1922.
13. Рихтер Р. Электрические машины. Т. 1. Расчетные элементы общего значения, машины постоянного тока. Springer, Berlin, 1924. Пер. с нем. ОНТИ, 1935. (Rijter R. Máquinas eléctricas. T. 1. Elementos de cálculo de significación general, máquinas de corriente continua).
14. Graetz L. Starkstromtechnik. Barth, Leipzig, 1928.

15. Шателен М. А., Миткевич В. Ф., Толвинский В. А. Справочная книга для электротехников (СЭТ). Т. 5. Электрические машины (общая часть), машины постоянного тока, синхронные машины, трансформаторы. Кубач, 1934. (Shatelen M. A., Mitkevich V. F., Tolvinski V. A. Guía para los técnicos electricistas. T. 5. Máquinas eléctricas, máquinas de corriente continua, máquinas sincrónicas, transformadores).
16. Дембо А. Р. и др. Параметры современных тяговых двигателей электровозов и автономных локомотивов. Л., «Наука», 1964. (Dembo A. R. y otros. Parámetros de los motores de tracción modernos para las locomotoras eléctricas y las locomotoras autónomas).
17. Langsdorf A. Principles of direct-current machines, ed. 6. McGraw-Hill, New York, 1959.
18. Rzida E., Zeidner T. Starkstromtechnik. Bd. I, T. 1. Ernst, Berlin, 1951.
19. Liwschitz-Garrik M., Whipple C. Electric machinery. Vol. I. Fundamentales and d. c. machines. Vol. 2. A. C. machines. Van Nostrand, New York, 1946.
20. Вопросы современного электроподвижного состава. Сборник статей. Изд-во АН СССР, 1961. Авт: Костенко М. П., Дембо А. Р. и др. [Kostenko M. P., Dembo A. R. y otros. Problemas sobre el material rodante moderno (colección de artículos)].
21. Костенко М. П. Электрические машины, а) Общая часть. М.—Л., Госэнергоиздат, 1944. б) Специальная часть. М.—Л., Госэнергоиздат, 1949. (Kostenko M. P. Máquinas eléctricas, a) Parte general; b) Parte especial).
22. Пиотровский Л. М. Электрические машины. М.—Л., Госэнергоиздат, 1949. (Piotrovskii L. M. Máquinas eléctricas).
23. Алексеев А. Е. а) Тяговые электродвигатели. М.—Л., Госэнергоиздат, 1951. б) Конструкции электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1958. (Alekseev A. E. a) Motores eléctricos de tracción; b) Estructuras de las máquinas eléctricas).
24. Ноффе А. Б. Тяговые электрические машины. М.—Л., Госэнергоиздат, 1957. (Noffe A. B. Máquinas eléctricas de tracción).
25. Сергеев П. С. Электрические машины. М.—Л., Госэнергоиздат, 1957. (Sergueev P. S. Máquinas eléctricas).
26. Петров Г. Н. Электрические машины. Ч. 2. Коллекторные машины постоянного и переменного тока. М.—Л., Госэнергоиздат, 1947. (Petrov G. N. Máquinas eléctricas. Vol. 2. Máquinas de colector de corriente continua y alterna).
27. Gheorgiu I. Masini electrice. Vol. 1. Masina de curent continuu. Transformatorul. Bucuresti, 1957.
28. Janes H., Kaasik P., Puusepp E., Voldek A. Electromasinad. Eesti Riiklin Kirjastus, Tallin, 1961.
29. Hawkins C. The Dynamo. Vol. 1. Its Theory, design and manufacture. Pitman. London, 1922. Vol. 2. Continuous current dynamos, 1923.
30. Арнольд Е., Ла-Кур И. Л. Машины постоянного тока. Springer, Berlin, 1924. а) Т. 1. Теория и исследование. Пер. с нем. Гостекиздат, 1931. б) т. 2. Конструкция, расчет и применение. Пер. с нем. ОНТИ, 1935. (Arnold E., La-Kur I. L. Máquinas de corriente continua. а) Т. 1. Teoría e investigación; b) Т. 2. Estructura, cálculo y aplicación).
31. Шенфер К. И. Динамомашины и двигатели постоянного тока. Изд. 5. ОНТИ, 1937. (Shenfer K. I. Dinamos y motores de corriente continua).
32. Завалишин Д. А. Машины постоянного тока. ОНТИ, 1938. (Zavalisin D. A. Máquinas de corriente continua).
33. Толвинский В. А. Электрические машины постоянного тока. М.—Л., Госэнергоиздат, 1956. (Tolvinski V. A. Máquinas eléctricas de corriente continua).
34. Clayton A., Hancock N. The performance and desing of direct-current machines. Pitman, London, 1959.
35. Schuisky W. Berechnung elektrischer Maschinen. Springer, Wien, 1960.
36. Gilbert Y. Essais des machines électriques. Bailliere, Paris, 1922.
37. Vidmar M. Wirkungsweise elektrischer Maschinen. Springer, Berlin: 1928.
38. Пиотровский Л. М. и др. Испытания электрических машин постоянного тока. Кубач, 1934. (Piotrovski L. M. y otros. Ensayo de las máquinas eléctricas de corriente continua).

39. Ян Г. Испытания электрических машин. Пер. с нем. Изд. 5. М.—Л., Гостехиздат, 1928. (Yan G. *Ensayo de las máquinas eléctricas*).
40. Дембо А. Р. и др. Научно-технические вопросы проектирования высоконапользованных и надежных прокатных двигателей постоянного тока. Л., «Наука», 1966 (Dembo A. R. y otros. *Problemas científico-técnicos del diseño de motores para cíndrar de alta utilización y fiables*).
41. Нурнберг В. Испытание электрических машин. Springer, Berlin, 1940. Пер. с нем. М.—Л., Госэнергоиздат, 1959. (Nuremberg V. *Ensayo de las máquinas eléctricas*).
42. Жерве Г. К. Промышленные испытания электрических машин. Изд. 2. М.—Л., Госэнергоиздат, 1959 (Zherve G. K. *Ensayos industriales de las máquinas eléctricas*).
43. Walker M. a) Specification and design of dynamo-electric Machinery. Longmans—Green, London, 1920; b) The Diagnosing of troubles in electrical machines, 1921.
44. Ларионов А. Н. Особенности конструкции и расчета высоковольтных машин постоянного тока.—«Электротехнический журнал», 1931, № 9, с. 1. (Larionov A. N. Particularidades de la estructura y el cálculo de las máquinas de corriente continua de alta tensión).
45. Greenwood L. Design of direct current machines. MacDonald, London, 1949.
46. Pistoye M. Étude mécanique et usinage des machines électriques. Baillière, Paris, 1924.
47. Bill J. Traction-drives in rolling mills. «B. B. Mitt.», 1961, No. 11/12, p. 73.
48. Лифшиц М. Электрические машины. а) т. 1. Общие основы. Teubner, Leipzig, 1931. Пер. с нем. ОНТИ, 1933, б) т. 2. (с Глекнером Г.) конструкция и изоляция. Teubner, Leipzig, 1931. Пер. с нем. ОНТИ, 1935, в) т. 3. Расчет и определение размеров. Teubner, Leipzig, 1934. Пер. с нем. ОНТИ, 1936. (Lifshits M. *Máquinas eléctricas* а) T. 1 *Fundamentos generales*; б) т. 2 *Estructura y aislamiento*; в) T. 3. *Cálculo y determinación de las dimensiones*).
49. Пунга Ф. Проектирование электромашин. Darmstadt, 1934. Пер. с нем. Кубич. 1934. (Punga F. *Designo de las máquinas eléctricas*).
50. Касьянов В. Т. Машины постоянного тока предельной и большой мощности и особенности их расчета.—«Вестник электропромышленности», 1939, № 5, с. 27. (Kasianov V. T. *Máquinas de corriente continua de gran potencia y de potencia límite y particularidades de su cálculo*).
51. Сергеев П. С. и др. Проектирование электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1956. (Sergueev P. S. y otros. *Designo de máquinas eléctricas*).
52. Baldwin M. a) Twenty-five years progress in the design of traction motors «Trans AIEE», 1949, pt. 1, p. 132; b) A world wide standard traction motor for diesel-electric locomotives. «Trans. AIEE», 1954, pt. 2, p. 144.
53. Андреев В. П., Сабинин Ю. А. Основы электропривода. Изд. 2. М.—Л., Госэнергоиздат, 1963. (Andreev V. P., Sabinin Yu. A. *Fundamentos del diseño de accionamiento eléctrico*).
54. Бертинов А. И., Ризник Г. А. Проектирование авиационных электрических машин постоянного тока. Оборонгиз, 1958. (Bertinov A. I., Riznik G. A. *Designo de las máquinas eléctricas de corriente continua de aviación*).
55. Постников И. М. Проектирование электрических машин. Изд. 2. Гостехиздат Укр. ССР, 1961. (Postnikov I. M. *Designo de máquinas eléctricas*).
56. Гурин Я. С., Курочкин М. Н. Проектирование машин постоянного тока. М.—Л., Госэнергоиздат, 1961. (Gurin Ya. S., Kurochkin M. N. *Designo de máquinas de corriente continua*).
57. Carter F. Air-gap induction. «JIEE», 1900, p. 925.
58. Lehman T. a) Méthode graphique pour déterminer le trajet des lignes de force dans l'air. «La Lumière électrique», 1909, p. 103; b) Détermination graphique des champs magnétiques laplaciens et tourbillonnaires à lignes de flux planes. «RGE», 1923, p. 397; c) Das Ankerluftfeld in der neutralen Zone. «A. F. E.», 1924, S. 286, 398; d) Spectres ferromagnétiques (tracé des lignes d'induction dans les milieux ferromagnétiques). «RGE», 1926, p. 43; e) La détermination des champs magnétiques partiels et résultants les dynamos saturées. «RGE»,

- 1027, p. 1105; «RGE», 1929, p. 447, 521; i) Les perméances transversales et axiales dans les machines à pôles saillants. «RGE», 1931, p. 417
59. Richter R. a) Das magnetische Feld in den Lufträumen elektrischer Maschinen. «A. F. E.», 1922, H. 11, S. 85; b) Das Ankerfeld in der Pollücke und die induzierte EMK. «A. F. E.», H. 13, S. 67.
60. Calvert I., Harrison H. Graphical flux mapping. «El. Journal», 1928, p. 147, 178, 246, 399, 510.
61. Punga R. Zweifach-Parallelwicklung mit Ausgleichverbindungen. «E. M.», 1911, S. 7.
62. Тищенко А. Н. Динамическая устойчивость прокатных двигателей постоянного тока.—«Электричество», 1963, № 9, с. 1. (Tischenko A. N. Estabilidad dinámica de los motores de corriente continua para cilindras).
63. Рихтер Р. Обмотки якорей машин переменного и постоянного тока. Springer, Berlin, 1920. Пер. с нем. ОНТИ, 1933.
64. Sequenz H. a) Die Symmetriehinrichtungen für Gleichstromankerwicklungen. «ETZ», 1928, S. 1217; b) Reihenwicklungen mit toten Spulen oder halbbündigen Stegen. «E. u. M.», 1929, S. 845; c) Die Froschbeinwicklung. «ETZ», 1931, S. 905.
65. Левитус А. И. а) Лягушечья обмотка электрических машин.—«Электричество», 1932, № 17—18, с. 86, с) Лягушечья обмотка и ее различные исполнения.—«Вестник электропромышленности», 1940, с. 34. «Вестник ХЭМЗа», 1940, с. 32. (Levitus A. I. a) Devanado en pata de rana de las máquinas eléctricas; b) Devanado en pata de rana y sus diferentes tipos.
66. Касьянов В. Т. Уравнительные обмотки генераторов постоянного тока и их расчет.—«Вестник электропромышленности», 1937, № 6, с. 9. (Kasyanov V. T. Devanados de compensación de los generadores de corriente continua y su cálculo).
67. Марков В. А. Двухходовые петлевые обмотки машин постоянного тока.—«Электричество», 1940, № 7, с. 18. (Markov V. A. Arrollamientos imbricados dúplex de las máquinas de corriente continua).
68. Вольпин М. А. и др. Обмотки электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1940. (Vollrpin M. A. y otros. Devanados de las máquinas eléctricas).
69. Виноградов Н. В. Обмотки электрических машин. Госэнергоиздат, М.—Л., 1946. (Vinogradov N. V. Devanados de las máquinas eléctricas).
70. Касьянов В. Т. О свойствах, применении и проектировании простейших и сложных лягушечьих обмоток.—«Электросила», 1947, № 4, с. 7. (Kasyanov V. T. Sobre las propiedades, aplicación y diseño de los devanados en pata de rana simples y combinados).
71. Гланц Ф. С. Изоляция якорных обмоток машин постоянного тока.—«Электросила», 1947, № 4. (Glantz F. S. Aislamiento de los devanados de los inducidos de las máquinas de corriente continua).
72. Калитиянский В. И. Изоляция электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1949. (Kalitvianski V. I. Aislamiento de las máquinas eléctricas).
73. Sequenz H. Die Wicklung elektrischer Maschinen. Bd. 2. Wendewicklungen. Springer, Wien, 1952.
74. Зимин В. И. Обмотки электрических машин. М.—Л., Госэнергоиздат, 1954. (Zimin V. I. Devanados de las máquinas eléctricas).
75. Ипатов П. М. а) Асимметрия трехходовых петлевых обмоток якорей машин постоянного тока.—«Вестник электропромышленности», 1959, № 12, с. 47, б) Асимметрия петлевых двухходовых однополюснозамкнутых обмоток якорей машин постоянного тока.—«Вестник электропромышленности», 1960, № 3, с. 43. (Ipatov P. M. a) Asimetría de los devanados imbricados triples de los inducidos de las máquinas de corriente continua; b) Asimetría de los devanados imbricados dúplex con circuito simple de los inducidos de las máquinas de corriente continua).
76. Фетисов В. В. а) О напряжении между смежными коллекторными пластинами в машинах постоянного тока с двухходовыми петлевыми обмотками.—«Изв. вузов. Электромеханика», 1960, № 6, с. 27, б) О напряжении между смежными коллекторными пластинами в машинах постоянного тока с трехходовыми петлевыми обмотками.—«Изв. вузов. Электромеханика», 1960,

- № 9, с. 69. (Fetisov V. V. Sobre la tensión entre las delgas contiguas en las máquinas de corriente continua con devanados imbricados dúplex; b) Sobre la tensión entre las delgas contiguas en las máquinas de corriente continua con devanados imbricados triples).
77. Maudil A. Recherches expérimentales et théoritiques sur la commutation dans les dinamos à courant continu. Dunot et Pinat, Paris, 1972.
78. Lamme B. Theory of commutation and its application to commutation pole machines. «El. Eng. Papers», Westinghouse, Pittsburgh, 1919, p. 201.
79. Shender K. I. a) Commutation in direct-current machines. «JAIEE», 1921, No 11; b) Die Abhängigkeit der Reaktanzspannung von Burstentbreite bei Gleichstrommaschinen. «ETZ», 1923, No 16, S. 358; c) Коммутация в машинах постоянного тока.—«Труды Гос. экспериментального электротехнического института», вып. 1, 1924. c) Comutación en las máquinas de corriente continua.
80. Dreyfus L. a) Die Theorie der zusätzlichen Kommutierungsverluste von Gleichstrommaschinen. «A. f. E.», 1915, S. 830. «E. u. M.», 1914, S. 281; b) Über die Verminderung der Stromwendedspannung grosser Kommutatormaschinen durch Kurzschlusswicklungen neuer Bauart. «A. f. E.», 1932, S. 330; c) Die Stromwendung grosser Gleichstrommaschinen. Springer, Berlin, 1929; d) Die Stromwendung grosser Gleichstrommaschinen. Theorie der Kommutierungsstörungen, «Acta Polytechnica». Stockholm, 1954.
81. Stix R. a) Zusätzliche Kommutierungsverluste in Gleichstromwicklungen bei endlicher Stromwendedauer. «A. f. E.», 1930, No. 6, S. 593; b) Verminderung der Stromwendedspannung bei Kollektormaschinen durch die Wirbelströme in massiven Leitern. «E. u. M.», 1939, S. 171.
82. Erdelel E. Calculation of stray load losses in d. c. machinery «Trans. Anker AIEE», 1960, г. 129.
83. Хмельницкий С. В. Улучшение коммутации генераторов бломинга путем применения диверторов.—«Электричество», № 3, с. 7. (Jmelnitski S. V. Mejoramiento de la comutación de los generadores de un tren de desbaste mediante el empleo de divertores).
84. Касянов В. Т. Регулировка дополнительных полюсов машин постоянного тока.—«Электричество», 1934, № 20, с. 1, 1935, № 1, с. 45. (Kasyanov V. T. Regulación de los polos auxiliares de las máquinas de corriente continua).
85. Шенфер К. И., Юдицкий С. Б. Коммутация в машинах постоянного тока при толчкообразной нагрузке.—«Электричество», 1935, № 11, с. 5. (Shenfer K. I., Yuditski S. B. Comutación en las máquinas de corriente continua en el caso de carga a saltos).
86. Юдицкий С. Б. Коммутация машин постоянного тока. М.—Л., Госэнергоиздат, 1941 (Yuditski S. B. Comutación de las máquinas de corriente continua).
87. Костенко М. П. а) Расчет влияния насыщения добавочного полюса на характер кривой подпитки.—«Электропривод (ХЭМЗ)», 1936, № 3, с. 12, б) Экспериментально-практический анализ коммутации машин постоянного тока.—«За единные серии». Вып. 2, ОНТИ, 1936, с. 335, в) Основные вопросы коммутации машин постоянного тока.—«Труды Ленинградского индустриального института», 1937, № 2, с. 3. (Kostenko M. P. a) Cálculo de la influencia que ejerce la saturación del polo auxiliar en el carácter de la curva de alimentación adicional; b) Análisis experimental-práctico de la comutación de las máquinas de corriente continua; б) Problemas fundamentales de la comutación de las máquinas de corriente continua).
88. Иоффе А. Б. О коммутации тяговых электродвигателей при неустановившихся режимах.—«Электричество», 1947, № 2, с. 57. (Ioffe A. B. Sobre la comutación de los motores eléctricos de tracción en los regímenes no estacionarios).
89. Карапес М. Ф. а) Экспериментальные исследования процесса коммутации электрических машин постоянного тока на специальной модели.—«Электричество», 1948, № 7, с. 37, б) Коммутация коллекторных машин постоянного тока. М.—Л., Госэнергоиздат, 1955 и 1961. (Karapess M. F. a) Investigaciones experimentales del proceso de comutación de las máquinas eléctricas

- de corriente continua en un modelo especial; b) Comutación de las máquinas de corriente continua de colector).
90. Ермолин Н. П. Коммутация машин постоянного тока при кратковременных перегрузках.—«Электричество», 1947, № 6, с. 47. (Ermolin N. P. Commutación de las máquinas de corriente continua en regímenes de cargas breves).
  91. Алябьев М. И. Опытное определение реакции коммутационных токов в машинах постоянного тока.—«Электричество», 1950, № 5, с. 38. (Aliabiev M. I. Determinación experimental de la reacción de las corrientes de comutación en las máquinas de corriente continua).
  92. Хисамутдинов Р. Х. Коммутация машин постоянного тока. М.—Л., Металлургиздат, 1953. (Jisamutdinov R. J. Comutación de las máquinas de corriente continua).
  93. Вегнер О. Г. а) О некоторых вопросах коммутации при помощи коллектора и щеток.—«Труды Ленинградского индустриального института», 1938, № 7, с. 25. б) Теория и практика коммутации машин постоянного тока. М.—Л., Госэнергоиздат, 1961. (Vegner O. G. a) Sobre ciertos problemas de comutación con auxilio del colector y las escobillas; b) Teoría y práctica de comutación de las máquinas de corriente continua).
  94. Tustin A., Ward H. The E. M. F.'s induced in the armature coils of machines during commutation. «Proc. IEE», pt. C, 1962, No. 16, p. 456.
  95. Ward H. The E. M. F., induced in the end-turns of armature coils during commutation. «Proc. IEE», pt. C, 1962, No. 16, p. 477.
  96. Tarkanyi M., Ward H., Tustin A. Electronic computers applied to commutation analysis. «Proc. IEE», pt. C, 1962, No. 16, p. 488.
  97. Гейнрих В. Проблема скользящего контакта в электромашиностроении. Oldenbourg, 1930. Пер. с нем. ОНТИ, 1933. (Geinrig V. Problema del contacto corredizo en la construcción de máquinas eléctricas).
  98. Baker R. Electrical sliding contacts. «El Journal», 1934, No. 9, p. 359.
  99. Нейкирхен И. Угольные щетки и причины непостоянства коммутации машин постоянного тока. Пер. с нем. ОНТИ, 1937. (Neukirchen I. Escobillas de carbón y causas de la inestabilidad de la comutación de las máquinas de corriente continua).
  100. Brunt V., Savage R. Carbon brush Contact films. «Gen. El. Rev.», 1944, No. 7, p. 16.
  101. Baldwin M. Oscillographing commutation. «Trans. AIEE», 1949, pt. 1, p. 100.
  102. Lynn C., Elsey H. Effects of commutator surface film condition on commutation. «Trans. AIEE», 1949, pt. 1, p. 106.
  103. Белкин М. Д., Штыжнов Г. С. Щетки для электрических машин, их производство и применение. М.—Л., Госэнергоиздат, 1952. (Belkin M. D., Shtijnov G. S. Escobillas para las máquinas eléctricas, su producción y aplicación).
  104. Shober E. Electrical resistance of carbon Brushes on copper rings. «Trans. AIEE», 1954, pt. 3-A, p. 788.
  105. Holm E. Contribution of the theory of the brush-collector contact. «Trans. AIEE», 1959, pt. 3-A, p. 431.
  106. Linville T., Rosenberry Y. Commutation of large d. c. machines. «Trans. AIEE», 1952, pt. 3, p. 326.
  107. Holm R. Contribution to the theory of commutation on d. c. machines. «Trans. AIEE», 1958, pt. 3, p. 1124.
  108. Schroeder T., Ayedelott T. The «Black band» method of commutation observation. «Trans. AIEE», 1941, p. 446.
  109. Lundy R. Measuring commutation with an indicating instrument. «Trans. AIEE», 1949, pt. 3, p. 1380.
  110. Roumanis S. The null point method of commutation adjustment. «Trans. AIEE», 1956, pt. 2, p. 147.
  111. Недолюбов Ю. Е. Фотоэлектрический метод исследования и настройки коммутации.—«Электричество», 1956, № 11, с. 19. (Neboliubov Yu. E. Método fotoeléctrico de investigación y ajuste de la comutación).
  112. Лавринович Л. Л. Настройка коммутации при помощи измерительных инструментов.—«Вестник электропромышленности», 1959, № 4, с. 23. (Lavrinovich L. L. Ajuste de la comutación con auxilio de aparatos de medición).

113. Häkaussen A. A rectifier-fed continuous hot-strip rolling mill. «ASEA Journal», 1963, No. 4, p. 49.
114. Москвитин А. И. а) Скорость распространения кругового огня по коллектору.—«Электричество», 1934, № 14, с. 28, б) О способах борьбы с круговым огнем на коллекторе.—«Электричество», 1935, № 18, с. 36. (Moskvitin A. I. a) Velocidad de propagación del fuego circular por el colector; b) Sobre los métodos de lucha contra el fuego circular en el colector).
115. Брон О. Б., Александров В. С. Круговой огонь на коллекторе машин постоянного тока.—«Электричество», 1935, № 3, с. 3. (Bron O. B., Aleksandrov V. S. Fuego circular en el colector de las máquinas de corriente continua).
116. Montgomery T., Selters J. D. c. machines flashover and bus short-circuit protection. «Trans. AIEE», 1944, p. 1168.
117. Housley E., Jensen O. Protection of large d. c. machines by means of high-speed circuit breakers. «Trans. AIEE», 1941, p. 637.
118. Linville T. Current and torque of d. c. machines on short circuit. «Trans. AIEE», 1946, p. 956.
119. Coho O. Flashover torque of a d. c. generator. «Trans. AIEE», 1953, pt. 2, p. 43.
120. Atwell C. Fundamentals of flashing of diesel electric motors and generators. «Trans. AIEE», 1954, pt. 2, p. 70.
121. Noeggerat E. Acyclic (homopolar) dynamos. Trans. AIEE, 1905, p. 1.
122. Ugrimoff V. Die unipolare Gleichstrommaschine. Springer, Berlin, 1910.
123. Lamme B. Development of a successful direct-current 2000 kw unipolar generator. «El. Eng. Papers», Westinghouse, Pittsburgh, 1919, p. 145.
124. Костин Б. В. а) Новый униполярный генератор.—«Электричество», 1939, № 2, с. 33, б) Новое об униполярной индукции.—«Электричество», 1939, № 10—11, с. 108. (Kostin B. V. a) Generador hunipolar moderno; b) Novedades sobre la inducción unipolar).
125. Униполярные машины и применение постоянных магнитов в электромашиностроении. (Сборник статей). Изд-во АН СССР, 1940. (Colección de artículos sobre las máquinas unipoles y la aplicación de los imanes permanentes en la construcción de máquinas eléctricas).
126. Charlet H. Neue Maschine mit konstanter Spannung für Zugbeleuchtung und Autoanwurf. «ETZ», 1923, Nr. 20, S. 453.
127. Русинов А. В. Машины поперечного поля.—«Электричество», 1926, № 5, с. 233. (Rusinov A. V. Máquinas de campo transversal).
128. Толвинский В. А., Струнников Ф. С. Экспериментальное исследование машины Розенберга и некоторые вопросы ее теории.—«Электричество», 1926, № 10, с. 429. (Tolvinski V. A. Strunnikov F. S. Investigación experimental de la máquina de Rosenberg y ciertos problemas de su teoría).
129. Rosenberg E. Die Gleichstrom-Querfeldmaschine. Springer, Berlin, 1928.
130. Трапезников В. А. Расчет машины Розенберга и построение ее характеристик.—«Вестник экспериментальной и теоретической электротехники», 1929, № 1, с. 1, № 5, с. 193. (Trápezníkov V. A. Cálculo de la máquina de Rosenberg y trazado de sus características).
131. Касьянов В. Т. Сварочный генератор с самовозбуждением.—«Электричество», 1930, № 14, с. 591 (Kasyanov V. T. Generador de autoexcitación para soldadura).
132. Bergmann S. A new system for d. c. arc welding. «Trans. AIEE», 1931, p. 678.
133. Кислюк Ф. И. Динамические свойства сварочных машин.—«Электричество», 1930, № 14, с. 591. (Kisliuk F. I. Propiedades dinámicas de las máquinas para soldadura).
134. Никитин В. П. К теории генераторов с расщепленными полюсами.—«Е. и. М.», 1933, № 44, S. 577. (Nikitin V. P. Para la teoría de los generadores con polos desdoblados).
135. Петрунькин Ю. П. Электрические генераторы и трансформаторы для дуговой сварки. ОНТИ, 1934. (Petrunkin Yu. P. Generadores y transformadores eléctricos para soldadura a arco).
136. Alexanderson E., Edwards M., Bowman K. The amplidyne generator-a dynamoelectric amplifier for power control. «Gen. El. Rev.», 1940, No. 3, p. 104.
137. Fisher A. Design characteristics of amplidyne generators. «Gen. El. Rev.», 1940, No. 3, p. 107.

138. Graybeal T. Steady-state theory of the amplidyne generators. «Trans. AIEE», 1942, p. 750.
139. Bower J. Fundamentals of the amplidyne generator. „Trans. AIEE”, 1945, p. 873.
140. Эпштейн Я. С. Особенности проектирования амплидинов.—«Электричество», 1945, № 12, с. 40. (Epstein Ya. Particularidades del diseño de los amplidinos).
141. Моносзон Н. А. Некоторые особенности теории и проектирования электромашинного усилителя.—«Электричество», 1948, № 9, с. 13. (Monoszon N. M. Ciertas particularidades de la teoría y el diseño del amplificador para máquinas eléctricas).
142. Якименко Н. М. Электромашинный усилитель как элемент регулирующей системы.—«Электричество», 1948, № 9, с. 20. (Yakimenko N. M. Amplidino como elemento del sistema regulador).
143. Рудаков В. В. Электромашинные усилители в системах автоматики. М.—Л., Госэнергоиздат, 1961. (Rudakov V. V. Amplidinos en los sistemas de automatización).
144. Harvey L., Rubenstein A., Temoshok M., Morgen W. Amplidyne main exciter excitation system. „Trans. AIEE”, 1961, p. 17.
145. Pestarini J. Les métadynes entre elles et leur dérivés. „RGE”, 1930, vol. 27, p. 355, 395; vol. 28, p. 813, 851, 900.
146. Шендер К. И. а) Безреостатное управление тяговыми электродвигателями постоянного тока.—«Электричество», № 3, с. 55, б) Новая схема соединения метадина с тяговыми двигателями последовательного возбуждения.—«Электричество», 1941, № 3, с. 35. (Shender K. I. a) Gobierno sin reóstato de los motores eléctricos de tracción de corriente continua; b) Nuevo esquema de acoplamiento del metadino con los motores de tracción de excitación en serie).
147. Liwschitz M. The multistage rototrol. „Trans. AIEE”, 1947, p. 564.
148. Riaz M. Transient analysis of the metadyne generator. „Trans. AIEE”, 1953, pt. 3, p. 52.
149. Sutton A. A new hot reversing mill. „AEI Engineering”, 1961, vol. 1, No. 4, p. 159.
150. Satter P. Bemessung und Konstruktion grosser Gleichstrommaschinen für den Walzwerkbetrieb. „B. B. Nachr.”, 1961, Nr. 3, S. 156.
151. Кавамура Б. Конструкция современных машин постоянного тока большой мощности.—«Фуэди Дзихо», 1962, т. 35, N 4, с. 326. (Kavamura B. Estructura de las máquinas de corriente continua de gran potencia modernas).
152. Nouvion F. Évolution de locomotive BB 16500. «Révue gen., des ch. d. f.», 1970, n°2, p. 119. Four-system locomotives for German Railway. "Engineer", 1967, 3/11, p. 211.
153. Simons S. Reversing hot mills and their auxiliaries. "Supply to AEI Engineering", 1967, No. 1, p. 47.
154. Pepworth V. Direct-current motors for the metal industries. "Supply to AEI Engineering", 1967, No. 1, p. 56.
155. Nouvion F. L'utilisation des thyristors sur les engins de traction. "Révue gen. des chem. de fer", 1966, n°12, p. 733.
156. Tessier M. a) Vers une nouvelle éloc CC 72000. "Rév. gén. des chem. de fer", 1967, n°1, p. 24; b) Electrification progress in India. "Railway Gaz.", 1966, No. 23, p. 950.
157. Machefert-Tassin L. Les transports à grande vitesse. "Génie Civil", 1966, n°23, p. 478; 1967, n°1, p. 32; 1967, n°3, p. 225.
158. Garreau M. Cours de traction électrique. Paris, 1957.
159. Machefert-Tassin L. Diesél-élocs à transmission en courant polyphasé redressé. "Révue Jeumont-Schneider", 1967, n°3, p. 59.
160. Cossié A. Élocs bi-courant BB 25100, BB 25500. "Génie Civil", 1967, n°19, p. 381.
161. Neruez M. Die elektrische Ausrüstung der Vier-System-Elok, Typ 160 (SNCB). "El. Bahnen", 1967, Nr. 10, S. 219.
162. Nouvion F. Elloc bi-courant CC 21 000 et ses dérivées à courant continu et courant monophasé. "Rév. gén. des chem. de fer", 1967, n°10, p. 517.
163. SNCF acquires heavy dieselelloc. "Engineer", 1968, II/X, p. 744.

164. Garreau M., Nouvion F. 15 ans de traction en courant monophasé 50 Hz. "Réd. gén. des chem. de fer", 1968, n°. 3, p. 125.
165. Bill H., Heil W., Stark P. Probleme beim Bau moderner Gleichstrommaschinen für industrielle Anwendung. "B. B. Mitt", 1968, Nr. 10/11, S. 99.
166. Meister J., Reinold R. Elektrische Auslegung der neuen Gleichstrommaschinenreihe. "B. B. Mitt", 1968, Nr. 10/11, S. 611.
167. Maier F. Berechnung der Kommutierungsinduktivitäten Ankerwicklungen. "B. B. Mitt.", 1968, Nr. 10/11, S. 560.

## APARTADO SEGUNDO

### TRANSFORMADORES

168. Алексеенко Г. В. Испытания высоковольтных мощных трансформаторов. ОНТИ, 1936. (Alekseenko G. V. Ensayo de los transformadores de alta tensión y de gran potencia).
169. Трамбецкий А. В. Расчет трансформаторов. ОНТИ, 1938. (Trambitski A. V. Cálculo de los transformadores).
170. Blume L., Camilli G., Boyajian A., Montsinger V. Transformer. "Engineering", New York, 1938.
171. Blume L., Camilli G., Farnham S., Peterson H. Transformer magnetising inrush current and influence on system operation. "Trans. AIEE", 1944, p. 366.
172. Шницер Л. М. Трансформаторы, основы теории и нагрузочная способность. Госэнергоиздат, 1950. (Shnitser L. M. Transformadores. Fundamentos de la teoría y capacidad de carga).
173. Сапожников А. В. Конструирование трансформаторов. Госэнергоиздат, 1953. (Sapozhnikov A. V. Diseño de los transformadores).
174. Cristoffel M., Itschner M. 380-kV Transformatoren. "BBC Mitt", 1954, Nr. 9, S. 330.
175. Кронгауз Ю. С., Рабинович С. И. Трансформаторное оборудование для Волжской ГЭС им. В. И. Ленина и линия электропередачи 400 кв. В кн.: Дальняя электропередача Волжская ГЭС им. В. И. Ленина — Москва. М.—Л., Госэнергоиздат, 1958. (Krongaus Yu. S., Rabinovich S. I. Equipo de transformadores para la central hidroeléctrica del Volga "V. I. Lenin" y linea de transporte de energía de 400 kV. En el libro: Transmisión de energía eléctrica a gran distancia central hidroeléctrica del Volga "V. I. Lenin" — Moscú).
176. Bean R. Transformers for the electric power industry. McGraw-Hill, New York, 1959.
177. Пиотровский Л. М., Васютинский С. Б., Несголоврова Е. Д. Испытания электрических машин. Ч. 2. Трансформаторы и асинхронные машины. М.—Л., Госэнергоиздат, 1960. (Piotrovski L. M., Vasutinski S. B., Nesgolovova E. D. Ensayo de las máquinas eléctricas. Parte segunda. Transformadores y máquinas asincrónicas).
178. Попович Н. В. Перспективы разработки и освоения автотрансформаторов большой мощности. — «Вестник электропромышленности», 1962, № 7, с. 1. (Popovich N. V. Perspectivas del diseño y fabricación de los autotransformadores de gran potencia).
179. Бондар В. В. Силовые трансформаторы на 220 кв для Братской ГЭС. — «Вестник электропромышленности», 1962, № 7, с. 6. (Bondar V. V. Transformadores de potencia para 220 kV para la central hidroeléctrica de Bratsk).
180. Rogowski W. a) Über das Streufeld und das Streuinduktionskoeffizienten Transformators mit Schreiberwicklung und geteilten Endspulen. "Mitteilungen über Forschungsarbeiten, VDI", 1909, Nr. 71, S. 3; b) Über die Streuung in Transformatoren. "ETZ", 1910, S. 1033.
181. Hemmeter H. a) Kritisches zur Theorie der Streuung. "A. f. E.", 1925, Bd. 15, S. 193; b) Zur Theorie des Transformators. "A. f. E.", 1926, Bd. 15, S. 124.
182. Stevenson A. Fundamental theory of flux plotting. "Gen. El. Rev.", 1926, p. 797.
183. Петров Г. Н. а) Обращенный метод расчета рассеяния обмоток трансформаторов. — «Вестник экспериментальной и теоретической электротехники»,

- 1935, № 5—6, «Е. и. М.», 1933, S. 345, б) Расчет рассеяния обмоток при произвольном их расположении на сердечнике.—«Бюлл. ВЭИ», 1934, № 5, с. 1, в) К расчету рассеяния трансформаторов.—«Электричество», 1935, № 15, с. 3. (Petrov G. N. a) Método invertido de cálculo de la dispersión de los devanados del transformador; b) Cálculo de la dispersión de los devanados en el caso de disposición arbitraria de éstos en el núcleo; c) Para el cálculo de la dispersión de los transformadores).
184. Марквардт Е. Г. Электромагнитные расчеты трансформаторов. ОНТИ, 1938. (Markvardt E. G. Cálculos electromagnéticos de los transformadores).
185. Гельперин Б. Б. О расчете магнитного поля рассеяния катушки со стальным сердечником и воздушным зазором.—«Вестник электропромышленности», 1961, № 3, с. 21. (Guelperin B. B. Sobre el cálculo del campo magnético de dispersión de una bobina con núcleo de acero y entrehierro).
186. Fortescue C. Method of symmetrical coordinates, applied to the solution of polyphase networks "Proc. AIEE", 1918, p. 629.
187. Вагнер К., Эванс Р. Метод симметричных составляющих. (Vagner K., Evans R. Método de las componentes simétricas).
188. Толвинский В. А. Диаграмма напряжений трехфазного трансформатора при несимметричной нагрузке.—«Вестник экспериментальной и теоретической электротехники», 1929, № 5, с. 196. (Tolvinski V. A. Diagrama de tensiones en un transformador trifásico con carga asimétrica).
189. Шницер Л. М. Работа автотрансформатора трехфазного тока при несимметричной нагрузке.—«Изв. Государственного электротехнического треста», 1929, № 11, с. 218. (Shnitser L. M. Funcionamiento de los autotransformadores de corriente trifásica en el caso de carga disimétrica).
190. Гохберг С. М. Влияние несимметрии нагрузки на вторичные напряжения трехфазных трансформаторов. Кубач, 1933. (Gojberg S. M. Influencia de la disimetría de la carga en las corrientes secundarias de los transformadores trifásicos).
191. Сиунов Н. С. Несимметричная нагрузка трехфазного трансформатора при соединении двойным зигзагом.—«Электричество», 1935, № 15, с. 43. (Siunov N. S. Carga disimétrica del transformador trifásico conectado en doble zig zag).
192. Garen A. Zero-phase-sequence characteristics of transformers. "Gen. El. Rev.", 1940, p. 131, 174.
193. Эбин Л. Э. Несимметричные схемы работы трансформаторов.—М.—Л., Госэнергоиздат, 1944. (Ebin L. E. Esquemas desimétricos de funcionamiento de los transformadores).
194. Puchstein A., Loyd T. Alternating-current machines. Wiley, New York, 1936.
195. Меркин Г. Б. Несимметричные установившиеся режимы трансформаторов.—«Изв. вузов. Электромеханика», 1959, № 4, с. 59. (Merkin G. B. Regímenes estacionarios disimétricos de los transformadores).
196. Lawrence R. Principles of alternating-current machinery. McGraw-Hill, New York, 1940.
197. Толвинский В. А. Параллельное включение трехфазных трансформаторов.—«Изв. СПб политехнического института», т. 14, 1913, с. 1. (Tolvinski V. A. Acoplamiento en paralelo de los transformadores trifásicos).
198. Касьянов В. Т. О распределении нагрузки между параллельно работающими трансформаторами.—«Электричество», 1925, с. 656. (Kasyanov V. T. Sobre la distribución de la carga entre los transformadores que funcionan en paralelo).
199. Меркин Г. Б. О параллельной работе трансформаторов.—«Электричество», 1930, № 12, с. 1011. (Merkin G. B. Sobre el trabajo paralelo de los transformadores).
200. Vilmar M. Parallelbetrieb von Transformatoren. "E. u. M.", 1927, Nr. 10, S. 457.
201. Марквардт Е. Г. Параллельная работа трансформаторов.—«Вестник электротехники», 1930, № 5, с. 27. (Markvardt E. G. Trabajo paralelo de los transformadores).
202. Richter R. Die Belastung von Transformatoren im Parallelbetrieb. "E. u. M.", 1931, S. 477.

203. Алексеенко Г. В. Трансформаторы, параллельная работа трансформаторов, автотрансформаторов. М.—Л., Госэнергониздат, 1967. (Alekseenko G. V. Transformadores, trabajo paralelo de los transformadores, autotransformadores).
204. Moody B., Boyajian A. Mechanical forces in transformers. «Gen. El. Rev.», 1927, p. 420.
205. Петров Г. Н. и др. Электрические машины. Ч. I. М.—Л., Госэнергоиздат, 1940 и 1956 (Petrov G. N. y otros. Máquinas eléctricas).
206. Либкинд М. С. Механические силы в обмотках трансформаторов.—«Электричество», 1945, № 9, с. 43. (Libkind M. S. Fuerzas mecánicas en los devanados de los transformadores).
207. Palueff K. Effect of transient voltage on transformer design. "Trans. AIEE", 1929, p. 681; 1998; 1930, p. 1179; 1931, p. 803; 1932, p. 601.
208. Hodnette J. Effect of surges on transformer windings. "Trans. AIEE", 1930, p. 68.
209. McMorris W., Hagenguth J. The Non-Resonating Transformer. "Gen. El. Rev.", 1930, p. 558.
210. Bewley L. a) Transient oscillations in distributed circuit, with special reference to transformers windings. "Trans. AIEE", 1931, p. 1215; b) Transformer oscillations caused by damped oscillatory waves. "Gen. El. Rev.", 1931, p. 512; c) Transient oscillations of mutually coupled windings. "Trans. AIEE", 1932, p. 299.
211. Montsinger V., Dann W. The coordination of transformer insulation with line insulation. "Trans. AIEE", 1932, p. 923.
212. Бьюлей Л. Волновые процессы в линиях передачи и трансформаторах. Ed. General Electric Co., Pittsfield, 1932. Пер. с англ. ОНТИ, 1938. (Byulei L. Procesos ondulatorios en las líneas de transmisión y en los transformadores).
213. Липковский М. В. Система нерезонирующих трансформаторов.—«Электричество», 1941, № 3, с. 25. (Lipkovski M. V. Sistema de transformadores no resonantes).
214. Карапесев В. А. а) Теория перенапряжений в обмотках в свете критического анализа.—В кн.: Вопросы трансформаторостроения. ОНТИ, 1938, с. 5, б) Теория электромагнитных процессов в обмотках. М.—Л., Госэнергоиздат, 1946 (Karasev V. A. a) Teoría de las sobretensiones en los devanados a la luz del análisis crítico. En el libro: Problemas de la construcción de transformadores; b) Teoría de los procesos electromagnéticos en los devanados).
215. Christoffel M. Autotransformatoren mit direkter Regelung für Höchstspannungen. "BBC Mitt.", 1955, Nr. 6, S. 187.
216. Edlinger A. a) Autotransformatoren 400/220 kV. "BBC Mitt.", 1960, Nr. 5—6, S. 292; b) Transformatoren und Kompensationsdrosselpulen für 750 kV. "BBC Mitt.", 1964, Nr. 1—2, S. 56.
217. Boyajian A. Theory of three circuit transformers. "Trans. AIEE", 1924, p. 508.
218. Genkin V. Sur la théorie d'un transformateur à trois enroulements. "RGE", vol. 26, p. 653, 987, vol. 30, p. 904.
219. Benischke G. Der Transformator mit zwei sekundären Wicklungen. "E. u. M.", 1930, S. 117, 649.
220. Bunet P. Calcul et détermination des chutes des tensions des transformateurs à trois enroulements. "Bull. de la Société Française des Électriciens", 1931, n° 8, p. 770.
221. Утевский А. М. Токораспределение в обмотках трансформаторов для ртутных выпрямителей при аварийных режимах.—«Электричество», 1937, № 20, с. 16. (Utevski A. M. Distribución de la corriente en los devanados de los transformadores para los rectificadores a arco de mercurio en los regímenes de funcionamiento defectuoso).
222. Schilling W. Die Gleichstromrichterschaltungen, ihre Berechnung und Arbeitsweise. Oldenbourg, 1938.
223. Каганов И. Л. Электронные и ионные преобразователи тока. Изд. 2. М.—Л., Госэнергониздат, 1940. (Kaganov I. L. Convertidores de corriente iónico y electrónico).
224. Костенко М. П., Нейман Л. Р., Блавдзевич Г. Н. Электромагнитные процессы в системах с мощными выпрямительными установками. Изд-во АН

- CCCP, 1946. (Kostenko M. P., Neiman L. R., Blavdzevich G. N. Procesos electromagnéticos en los sistemas con potentes instalaciones rectificadoras).
225. Kostenko M., Neuman L. Les processus électromagnétiques dans les redresseurs puissants et leur relations avec les paramètres du réseau d'alimentations. Conference Internat. des Grands Réseaux Électriques à Haute Tension (CIGRE), Paris, 12-e Session, 1948.
226. Ganger B. Prüfung von Höchstspannungs-Transformatoren mit Stoßspannungen von 1 Millionen Volt. "BBC Mitt.", 1956, Nr. 12, S. 525.
227. Никитин В. П. а) Электрические машины и трансформаторы для дуговой сварки. ОНТИ, 1937, б) Основы теории трансформаторов и генераторов для дуговой сварки. Изд-во АН ССР, 1956. (Nikitin V. P. a) Máquinas eléctricas y transformadores para soldadura a arco; b) Fundamentos de la teoría de los transformadores y generadores para soldadura a arco).
228. Abetti P. Transformer models for the determination of transient. "El. Eng.", 1953, pt. 3, p. 468; 1954, pt. 3, p. 543. (with Blek).
229. Рюденберг Р. а) Явления неуставновившегося режима в электротехнических установках. Springer, Berlin, 1923. Пер. с нем. ГНТИ, 1931, б) Переходные процессы в электроэнергетических системах. New York, Toronto—London, 1950. Пер. с англ. Изд-во иностр. лит., 1955. (Rüdenberg R. a) Fenómenos del régimen no estacionario en las instalaciones electroenergéticas; b) Procesos transitorios en los sistemas electroenergéticos).
230. Бирман И. Сверхтоки в установках высокого напряжения. Springer, Berlin, 1926. Пер. с нем. ОНТИ, 1932. (Birmans I. Sobrecorrientes en las instalaciones de alta tensión).
231. Pen-Tung-Sah A. Fundamental of alternating-current Machines. McGraw-Hill, New York, 1946.
232. Tarboux J. Alternating-current machinery. International Textbook, Scranton, 1947.
233. Fitzgerald A., Kingsley C. Electric machinery. The dynamics and statics of electromechanical energy conversion, ed. 2. McGraw-Hill, New York, 1961.
234. Say M. The performance and design of alternating-current machines, transformers, three-phase induction motors and synchronous machines, ed. 3, Pitman London, 1958—1961.
235. Arnold E., La-Cour J. Die Transformatoren Ihre Konstruktion Berechnung und Arbeitsweise. Aufl. 2, Springer, Berlin, 1910, 1923.
236. Bunet P. Les transformateurs. Bailliere, Paris, 1923.
237. Видмар М. а) Трансформаторы. Springer, Berlin, 1925. Пер. с нем. ГНТИ, 1931, б) Трансформаторы в эксплуатации. Springer, Berlin, 1925. Пер. с нем. ГНТИ, 1931. (Bidmar M. a) Transformadores; b) Transformadores en el servicio).
238. Stigant A., Lacey M. The transformer book. Phillips, ed. 2. London, 1925.
239. Чечет Ю. С. Расчет электрических машин и трансформаторов. Ч. 3, Трансформаторы. Моск. акад. изд., 1927. (Chechet Yu. S. Cálculo de las máquinas eléctricas y los transformadores. P. 3. Transformadores).
240. Monsinger V. Loading transforms by temperature. "Trans. AIEE", 1930, p. 776.
241. Dann W. Operating transformers by temperature. "Trans. AIEE", 1930, p. 773.
242. Monsinger V. Temperature limits for time overloads for oilinsulated neutral grounding reactors and transformers. "Trans. AIEE", 1938, p. 39.
243. Clark E. Factors affecting the mechanical strength of cellulose insulation. "Trans. AIEE", 1941, p. 778.
244. Clark E. Affecting the mechanical deteriorating of cellulose insulating. "Trans. AIEE", 1942, p. 742.
245. Monsinger V., Clem J. Temperature limits for short Time overloads for oil-insulating neutral grounding reactors and transformers. "Trans. AIEE", 1946, p. 966.
246. Dankin T. Electrical insulating deteriorating treated as a chemical race phenomenon. "Trans. AIEE", 1948, p. 113.

# TABLA ANALÍTICA

- Accionamiento eléctrico por el sistema generador-motor 337  
 — — — — con volante 337  
 Aceite para transformadores 51, 106  
 Acero para transformadores 39, 41, 43  
 Alimentación adicional de los polos auxiliares 245  
 Amortiguador de ranura 215  
 Amplidíno 369  
 Arco de conmutación 223  
 Armónicos superiores 426, 441, 453, 457.  
 — en la curva calculada de corriente en vacío del transformador 430, 454, 457  
 — — — — inducción 98  
 — — — — f.e.m. 441, 455  
 — — — — flujo 454, 455  
 Arranque de los motores con reóstato 312  
 — — — un aparato especial 314  
 — — — de corriente continua 309  
 — — — — sin reóstato 309  
 Autoexcitación del generador de excitación en derivación 286, 375  
 Autotransformador 410, 551
- Bandajes de alambre 118  
 Bobina de choque 574
- Canales de ventilación 65, 79  
 — entre las bobinas o devanados del transformador 399  
 — — — capas del devanado del transformador 399  
 Capacidad de entrada del transformador 527  
 — del devanado del transformador a tierra 527  
 Características de regulación de los motores de corriente continua 328  
 Cascada de los transformadores 577  
 Circuito a conmutar 191  
 — de amplidíno 370—374  
 — magnético de una máquina de corriente continua 73  
 Circuitos de conexión de devanados trifásicos 446, 450, 451  
 — — — del devanado del transformador 447  
 — equivalentes de transformadores 419, 421, 436, 499, 533  
 Coeficiente de dispersión 74  
 — distorsión de la curva sinusoidal 386  
 — rozamiento de las escobillas 258  
 — — — en los cojinetes 256—258  
 Cojinetes 64
- Colector 60, 65  
 Compensadores 159, 161, 164  
 Conductividad magnética 74  
 Conexión de los devanados de transformadores trifásicos 440, 442  
 Conexiones igualadoras 159, 161, 164  
 Comutación curvilínea 195  
 — por resistencia 191, 196  
 — rectilínea 195, 196  
 Cortocircuito de las máquinas de corriente continua 285, 291  
 Cortocircuito del transformador 460  
 — — — en dos fases 496  
 — — — — una fase 497, 501  
 — instantáneo del generador de corriente continua 291  
 — — — transformador 521  
 Corriente a conmutar 193  
 — de arranque 309, 312  
 — — — del transformador en vacío 518  
 — de cortocircuito instantáneo de un generador de corriente continua 291  
 — — — del transformador 521  
 — — — excitación de las máquinas de corriente continua 93, 265, 273, 304  
 Corriente del inducido 103, 276, 303  
 — — — en la rama paralela 276  
 — — — transformador en vacío 429  
 — igualadora 159  
 — rectificada 61, 569  
 Corrientes de secuencia positiva, negativa y cero 487  
 Caja del transformador en aceite 403  
 Curvas de corriente y de potencia del transformador en vacío en función de la tensión 454, 455  
 — — — flujos, corrientes y f.e.m. de un transformador trifásico en vacío 454, 455  
 — — — f.m. 177, 235, 236  
 — — — magnetización de una máquina 89, 520  
 — — — rendimiento de las máquinas de corriente continua 268  
 — — — del campo resultante de una máquina de corriente continua 235
- Chisporroteo de las escobillas 217, 218, 221
- Densidad de corriente debajo de la escobilla 199, 238  
 — — — en el conductor 266  
 Desvío de las escobillas del neutro 112, 225, 233
- Devanado compensador 234



- Momentos en el árbol de un motor: dinámico, estático, de marcha en vacío 307  
Motor de corriente continua de excitación compuesta 304, 320  
— — — — en derivación 304, 315, 323, 331  
— — — — serie 304, 318, 324, 331  
— — — — tracción 335
- Núcleo del inducido de una máquina de corriente continua 64  
— — transformador 396
- Onda de sobretensión en un transformador 526
- Pantalla 548
- Par de frenado 308
- Parámetros del transformador en cortocircuito 460  
— — — vacío 440  
Paso de devanado en el colector 96, 102, 145, 149, 171  
— dental 105  
— polar 58  
— resultante de devanado del inducido 119  
— total, acortado y alargado de la sección 113
- Pasos de devanado del inducido 118
- Pérdidas adicionales 265, 431, 465
- Pérdidas en el acero 259, 431  
— — — circuito de excitación 265  
— — — cobre de los devanados 263, 465  
— — — contacto de las escobillas 265  
— — — los esfínetes 256, 258  
— específicas en el acero 261  
— mecánicas 256  
— por corrientes parásitas 260  
— histeresis 259  
— ventilación 258  
— principales 259, 263, 431, 465  
— totales en la máquina de corriente continua 267
- Período de comutación 193  
— f. e. m. 61
- Permeabilidad magnética 74
- Polygono de f. e. m. 99, 124, 132, 134, 142, 144, 149, 151, 152, 155, 157
- Polos auxiliares 63, 227  
— principales 63, 73
- Permeancia 213  
— de ranura, de diente, de las partes frontales 213  
— equivalente 213
- Potencia aplicada 267, 274  
— de salida útil 267  
— del transformador en cortocircuito 466  
— — — vacío 431, 564  
— electromagnética 276, 553
- Primer armónico (principal) 98, 426
- Proceso de comutación 191
- Pulsación de la tensión en las escobillas 103
- Pulsaciones transversales y longitudinales del flujo magnético 105, 106
- Ranura del inducido 118  
— elemental 118
- Ranura real 80, 118
- Reacción de conmutación del inducido 216
- del inducido de las máquinas de corriente continua 175
- Reactor 579
- Rectificación de la corriente alterna con el colector 57
- Regímenes de funcionamiento disimétrico del transformador 486  
— disimétricos de funcionamiento de los transformadores trifásicos 486  
— transitorios en los transformadores 536
- Regla de la palma de la mano derecha 59
- Regulación de las velocidades de rotación de los motores de corriente continua 329, 331, 334, 337
- Regulador de las máquinas eléctricas 374
- Relación de transformación 415
- Relé de gas 425
- Rendimiento 267
- Resistómetro de arranque 313
- Resistencia a la corriente continua 466  
— crítica del generador en derivación 289
- específica del aluminio 50  
— — — cobre 50, 263  
— óhmica de los devanados del transformador 412, 417, 558  
— del devanado primario del transformador 414  
— — — secundario reducido 417
- Reversibilidad de las máquinas eléctricas 297
- Saturación de los polos auxiliares 233, 248
- Simetría del devanado del inducido 106, 158
- Sobretensión en los transformadores 518, 527
- Tensión del transformador en cortocircuito 460, 562  
— en las escobillas 103  
— entre las láminas de colector 219, 221
- Trabajo paralelo de generadores de corriente continua 297, 299
- Transformador 383  
— acorazado 385, 392  
— aislante 577  
— con circulación forzada del aceite 403  
— — núcleo arrollado 581  
— — regulación suave de la tensión 566  
— de dos devanados 383  
— — medida 580  
— — núcleo 392  
— — potencia 383, 387  
— — tres devanados 385, 555  
— en aceite 387, 403  
— para soldadura 579  
— seco 387  
— trifásico 393, 438
- Transmisión de energía eléctrica 22, 376
- Velocidad de rotación del inducido de una máquina de corriente continua 318, 361, 362, 363, 364  
— — — motor de excitación en derivación, cambio nominal 315