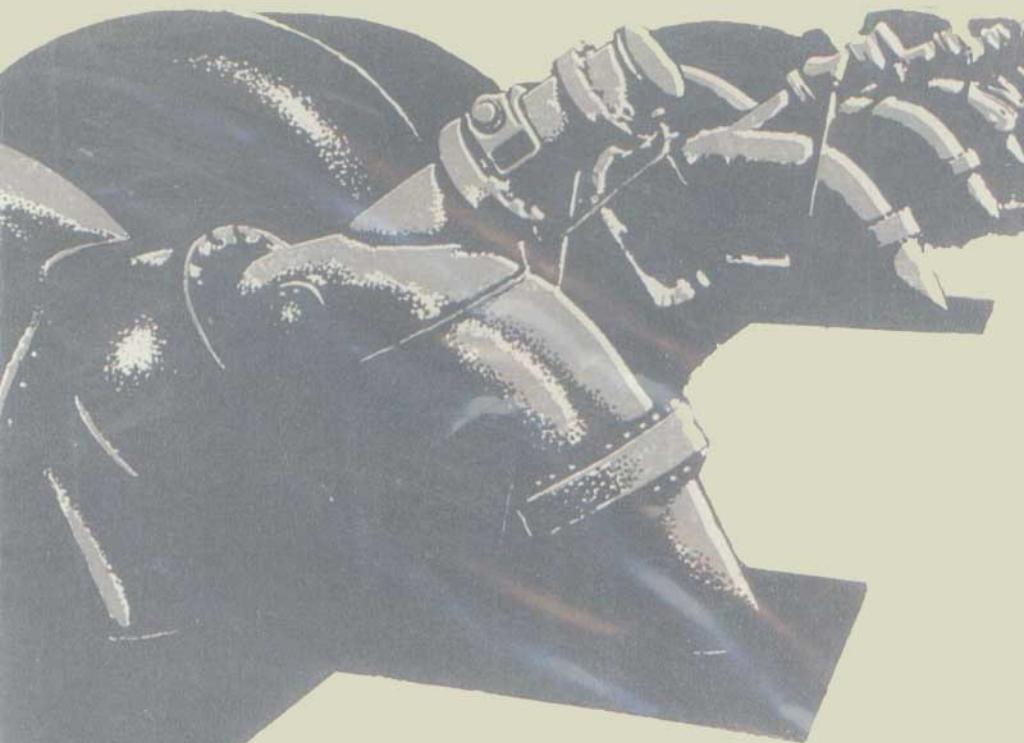


# máquinas II eléctricas

**M. P. KOSTENKO  
L. M. PIOTROVSKI**

---







М. П. КОСТЕНКО, Л. М. ПИОТРОВСКИЙ

**ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ  
МАШИНЫ**

Часть вторая

ИЗДАТЕЛЬСТВО

**«ЭНЕРГИЯ»**

M. P. KOSTENKO, L. M. PIOTROVSKI

# máquinas eléctricas

tomo

II

EDITORIAL MIR  
MOSCÚ

Traducido del ruso por el ingeniero Luis García Rodríguez

Impreso en la URSS

© Издательство «Энергия», 1973 г.  
© Traducción al español. Editorial MIR, 1976.

На испанском языке

# INDICE

## Apartado primero

### NOCIONES GENERALES SOBRE LAS MAQUINAS DE CORRIENTE ALTERNA

<b>Capítulo I. Tipos principales de máquinas de corriente alterna y su estructura</b>	15
1-1. Tipos principales de máquinas de corriente alterna . . . . .	15
1-2. Principio de funcionamiento de una máquina sincrónica . . . . .	16
1-3. Tipos constructivos principales de máquinas sincrónicas . . . . .	17
1-4. Estructura de las máquinas sincrónicas de polos interiores . . . . .	18
1-5. Turboalternadores para centrales nucleoeléctricas . . . . .	22
1-6. Construcción de las máquinas sincrónicas de polos salientes . . . . .	26
1-7. Máquinas sincrónicas de alta frecuencia y especiales . . . . .	36
1-8. Elementos constructivos principales de las máquinas asincrónicas sin colector . . . . .	37
1-9. Principio de funcionamiento de una máquina asíncrona . . . . .	40
1-10. Regímenes de funcionamiento de la máquina asíncrona . . . . .	40
1-11. Relaciones principales. Momento electromagnético de una máquina asíncrona . . . . .	42
1-12. Principio del montaje de los devanados de las máquinas de corriente alterna . . . . .	44
<b>Capítulo II. Fuerzas electromotrices en los devanados de las máquinas de corriente alterna</b>	48
2-1. Características principales de las f.e.m. de corriente alterna . . . . .	48
2-2. F.e.m. de un conductor . . . . .	48
2-3. F.e.m. de una espira y de un devanado concentrado con paso entero (diametral) . . . . .	52
2-4. F.e.m. de un devanado repartido con paso entero . . . . .	53
2-5. F.e.m. de un devanado concentrado de paso reducido . . . . .	59
2-6. Expresión general para la f.e.m. del devanado del inducido de una máquina de corriente alterna . . . . .	62
2-7. F.e.m. de fases unidas . . . . .	64
<b>Capítulo III. Devanados de las máquinas eléctricas de corriente alterna</b>	65
3-1. Devanados trifásicos de faz de dos capas (imbricado) con $q$ entero . . . . .	65
3-2. Devanados trifásicos ondulados de dos capas con $q$ entero . . . . .	72
3-3. Devanados trifásicos de una capa con bobinas de igual anchura . . . . .	73
3-4. Devanados trifásicos concéntricos de una capa congruentes . . . . .	79
3-5. F.e.m. de los armónicos de ranura del campo . . . . .	83
3-6. Devanados trifásicos no congruentes . . . . .	86
3-7. Aislamiento del devanado . . . . .	97

<b>Capítulo IV. Fuerza magnetizante de los devanados de corriente alterna</b>	101
4-1. Planteamiento de la cuestión . . . . .	101
4-2. Ecuaciones de las ondas pulsantes y móviles . . . . .	101
4-3. Fuerza magnetizante de una fase de devanado . . . . .	106
4-4. F.m. de un devanado trifásico . . . . .	112
4-5. Análisis de la curva de f.m. de los devanados con $q$ entero . . . . .	116
4-6. F.m. de los devanados no congruentes . . . . .	121
4-7. Campo magnético de un devanado de corriente alterna . . . . .	123
<b>Capítulo V. Inductancias de los devanados de las máquinas de corriente alterna</b>	125
5-1. Inductancias debidas a los campos magnéticos del entrehierro . . . . .	125
5-2. Expresiones generales para la inductancia de dispersión . . . . .	127
5-3. Conductancia de ranura . . . . .	131
5-4. Conductividad de las partes frontales . . . . .	135
5-5. Inductancia de la dispersión diferencial . . . . .	136
5-6. Inductancia de dispersión para los devanados del estator y del rotor de una máquina sincrónica . . . . .	137
<b>Capítulo VI. Calentamiento y refrigeración de las máquinas eléctricas girotorias</b>	140
6-1. Materiales aislantes utilizados en la construcción de máquinas eléctricas y requerimientos técnicos que ante ellos se plantean . . . . .	140
6-2. Temperaturas límites y excesos de temperatura admisibles . . . . .	142
6-3. Intercambio de calor en las máquinas eléctricas . . . . .	146
6-4. La teoría del calentamiento de un cuerpo sólido . . . . .	150
6-5. Los principales regímenes nominales de funcionamiento de una máquina . . . . .	155
6-6. Calentamiento de una máquina en el régimen de trabajo continuo . . . . .	156
6-7. Calentamiento en el régimen de trabajo de corta duración . . . . .	157
6-8. Calentamiento en el régimen de trabajo intermitente . . . . .	157
6-9. Ventilación de las máquinas eléctricas . . . . .	159
<b>Capítulo VII. Sistemas de enfriamiento de los turboalternadores y alternadores hidráulicos</b>	164
7-1. Ventilación de los turboalternadores con enfriamiento ordinario . . . . .	164
7-2. Sistemas de enfriamiento directo de los devanados de turboalternadores . . . . .	168
7-3. Tendencias principales en la evolución de los sistemas de enfriamiento de los turboalternadores . . . . .	174
7-4. Sistemas de refrigeración de los alternadores hidráulicos . . . . .	176

## Apartado segundo

### MAQUINAS SINCRONICAS

<b>Capítulo VIII. Reacción del inducido de una máquina sincrónica con carga simétrica</b>	185
8-1 El fenómeno de la reacción del inducido de un alternador sincrónico trifásico con carga simétrica . . . . .	185
8-2 Reacción del inducido de una máquina sincrónica de polos interiores . . . . .	188
8-3. Reacción del inducido de una máquina sincrónica de polos salientes. Teoría de dos reacciones . . . . .	191

<b>Capítulo IX. Diagramas de tensiones de un alternador sincrónico trifásico con carga simétrica . . . . .</b>	<b>205</b>
9-1. Observaciones preliminares . . . . .	205
9-2. Diagramas de f.e.m. y de Pothier de un alternador sincrónico trifásico de polos interiores . . . . .	208
9-3. Diagrama de f.e.m. de un alternador sincrónico trifásico de polos salientes con carga simétrica (diagrama de A. Blondel) . . . . .	211
9-4. Diagrama modificado de f.e.m . . . . .	214
9-5. Diagrama de f.e.m. en cortocircuito . . . . .	216
9-6. Resistencia de una máquina sincrónica en régimen de funcionamiento simétrico estable . . . . .	218
9-7. Determinación del aumento y de la caída de tensión por medio de los diagramas de tensión . . . . .	221
9-8. Determinación del cambio de la tensión por el diagrama de f.e.m. para una máquina de polos salientes por los datos calculados . . . . .	222
9-9. Determinación del cambio de la tensión mediante el diagrama de Pothier . . . . .	224
9-10. Diagrama práctico simplificado (diagrama sueco) . . . . .	230
9-11. Determinación del cambio de la tensión por el diagrama simplificado de f.e.m. . . . .	234
9-12. Datos experimentales de la comparación de los diagramas de f.e.m. . . . .	236
<b>Capítulo X. Alternador sincrónico monofásico . . . . .</b>	<b>237</b>
10-1. Reacción del inducido de un alternador monofásico . . . . .	237
10-2. Diagrama de tensiones de un alternador monofásico . . . . .	240
10-3. Comparación de la potencia total de un alternador monofásico y trifásico . . . . .	241
<b>Capítulo XI. Características de un alternador sincrónico . . . . .</b>	<b>243</b>
11-1. Sistema de unidades relativas . . . . .	243
11-2. Característica en vacío . . . . .	247
11-3. Características en cortocircuito . . . . .	248
11-4. Relación de cortocircuito [r.c.c.] . . . . .	250
11-5. Características en carga . . . . .	251
11-6. Características exteriores . . . . .	252
11-7. Características de regulación . . . . .	253
11-8. Pérdidas y rendimiento de un alternador sincrónico . . . . .	253
<b>Capítulo XII. Funcionamiento paralelo de las máquinas sincrónicas . . . . .</b>	<b>256</b>
12-1. Observaciones generales . . . . .	256
12-2. Conexión en paralelo de los alternadores sincrónicos . . . . .	257
12-3. Características angulares de una máquina sincrónica . . . . .	263
12-4. Capacidad de sobrecarga estática de una máquina sincrónica durante su funcionamiento en paralelo en un sistema eléctrico . . . . .	269
12-5. Regímenes de funcionamiento como generador y como motor. Sobre-excitación y subexcitación de una máquina sincrónica . . . . .	273
12-6. Diagramas de corriente de las máquinas sincrónicas . . . . .	279
<b>Capítulo XIII. Motor y compensador sincrónicos . . . . .</b>	<b>287</b>
13-1. Noción física sobre el régimen de motor de una máquina sincrónica . . . . .	287
13-2. Potencias y momentos de un motor sincrónico . . . . .	288
13-3. Diagrama de tensiones de un motor sincrónico . . . . .	290
13-4. Funcionamiento de un motor sincrónico alimentado por una red potente . . . . .	292

13-5. Características de funcionamiento de un motor sincrónico . . . . .	293
13-6. Métodos de arranque de un motor sincrónico . . . . .	295
13-7. Particularidades del proceso de arranque asíncrono de los motores sincrónicos . . . . .	299
13-8. Métodos de arranque asíncrono . . . . .	307
13-9. Compensador sincrónico . . . . .	312
<b>Capítulo XIV. Regímenes de funcionamiento asimétricos estables de un alternador sincrónico trifásico . . . . .</b>	317
14-1. Observaciones generales . . . . .	317
14-2. Resistencias de una máquina sincrónica para corrientes de diferentes secuencias . . . . .	319
14-3. Cortocircuitos disímétricos estables de un alternador sincrónico trifásico . . . . .	326
14-4. Diagramas de tensiones para los casos de cortocircuito . . . . .	333
14-5. Diagramas de tensiones en el caso de carga disímétrica . . . . .	335
14-6. Trazado de los triángulos de cortocircuito para los cortocircuitos estables de un alternador teniendo en cuenta la saturación del circuito magnético . . . . .	338
<b>Capítulo XV. Cortocircuito instantáneo de una máquina sincrónica . . . . .</b>	343
15-1. Carácter físico del cortocircuito instantáneo . . . . .	343
15-2. Flujos embragados de los devanados del estator y el rotor de una máquina sincrónica . . . . .	353
15-3. Investigación analítica del proceso de cortocircuito instantáneo . . . . .	356
15-4. Cortocircuito instantáneo de una máquina sincrónica de polos no salientes con devanados amortiguadores por los ejes longitudinal y transversal . . . . .	363
15-5. Circuitos equivalentes para las inductancias de una máquina sincrónica en el régimen de cortocircuito instantáneo . . . . .	367
15-6. Constante de tiempo del cortocircuito polifásico simétrico . . . . .	370
15-7. Cortocircuito instantáneo de una máquina sincrónica polifásica de polos salientes . . . . .	372
15-8. Corrientes total, de choque y eficaz de cortocircuito simétrico polifásico . . . . .	373
15-9. Cortocircuito asimétrico instantáneo de una máquina sincrónica . . . . .	378
<b>Capítulo XVI. Oscilaciones de las máquinas sincrónicas . . . . .</b>	383
16-1. Cuadro físico general de las oscilaciones . . . . .	383
16-2. Oscilaciones forzadas de una máquina sincrónica . . . . .	391
16-3. Oscilaciones propias y forzadas de un generador sincrónico que trabaja en paralelo con la red de potencia infinita . . . . .	393
16-4. Oscilaciones forzadas de un generador sincrónico que funciona individualmente . . . . .	404
<b>Capítulo XVII. Convertidor con un inducido . . . . .</b>	407
17-1. Principio de funcionamiento del convertidor con un inducido y sus relaciones fundamentales . . . . .	407
17-2. Relaciones entre las f.e.m. del convertidor con un inducido . . . . .	408
17-3. Relaciones entre las corrientes del convertidor con un inducido . . . . .	409
17-4. Pérdidas en el devanado de inducido del convertidor con un inducido . . . . .	410
17-5. Puesta en marcha del convertidor con un inducido . . . . .	414
17-6. Regulación de la tensión del convertidor con un inducido . . . . .	415
17-7. Oscilaciones del convertidor con un inducido . . . . .	417
17-8. Aplicación del convertidor con un inducido . . . . .	418

### Apartado tercero

#### MÁQUINAS ASÍNCRÓNICAS

<b>Capítulo XVIII. Máquina asíncrona trifásica con rotor fijo . . . . .</b>	<b>421</b>
18-1. Observaciones preliminares . . . . .	421
18-2. Marcha en vacío de una máquina asíncrona para $n=0$ . . . . .	421
18-3. Cortocircuito de la máquina asíncrona . . . . .	424
18-4. Parámetros de jaula de ardilla . . . . .	427
18-5. Máquina asíncrona frenada bajo carga . . . . .	432
18-6. Regulador de inducción . . . . .	433
<b>Capítulo XIX. Máquina asíncrona trifásica con rotor giratorio . . . . .</b>	<b>440</b>
19-1. Fenómenos fundamentales que suceden en la máquina asíncrona con rotor giratorio . . . . .	440
19-2. Ecuación de las f.e.m. del rotor y corriente del rotor . . . . .	442
19-3. Velocidad de rotación de la f.m. del rotor . . . . .	443
19-4. Ecuación de las f.m. y diagramas vectoriales de los flujos de una máquina asíncrona . . . . .	444
19-5. Circuitos equivalentes de una máquina asíncrona . . . . .	447
19-6. Regímenes de funcionamiento y diagramas vectoriales de la máquina asíncrona . . . . .	457
<b>Capítulo XX. Momentos de rotación y potencias de la máquina asíncrona . . . . .</b>	<b>463</b>
20-1. Diagramas energéticos de la máquina asíncrona . . . . .	463
20-2. Momentos de rotación de la máquina asíncrona . . . . .	465
20-3. Momento electromagnético de la máquina asíncrona . . . . .	466
20-4. Dependencia del momento $M_{e.m}$ del resbalamiento . . . . .	471
20-5. Momento electromagnético máximo y potencia máxima . . . . .	472
20-6. Par de arranque del motor asíncrono . . . . .	474
20-7. Dependencia del momento de la resistencia óhmica del circuito del rotor . . . . .	478
20-8. Dependencia del momento $M_{e.m}$ de la frecuencia $f_1$ siendo $U_1/f_1 = \text{const}$ . . . . .	478
20-9. Fórmula de Kloos para el momento de rotación relativo . . . . .	479
20-10. Potencia mecánica máxima . . . . .	480
20-11. Momento de rotación histerético . . . . .	482
20-12. Momentos parásitos del motor asíncrono . . . . .	485
20-13. Momentos parásitos asíncronos . . . . .	485
20-14. Armónicas en los dientes . . . . .	486
20-15. Momentos sincrónicos . . . . .	487
20-16. Momentos de vibración . . . . .	487
20-17. Medidas contra los momentos parásitos . . . . .	488
20-18. Características de trabajo del motor asíncrono . . . . .	490
<b>Capítulo XXI. Diagramas circulares de una máquina asíncrona . . . . .</b>	<b>496</b>
21-1. Hipótesis fundamentales de la teoría de los lugares geométricos de las máquinas de corriente alterna en forma simbólica . . . . .	496
21-2. Diagrama circular precisado . . . . .	500
21-3. Diagrama circular preciso . . . . .	519
21-4. Lugar geométrico de las corrientes de las máquinas asíncronas con parámetros variables . . . . .	525
21-5. Ensayo de marcha en vacío . . . . .	527
21-6. Ensayo de cortocircuito . . . . .	528
21-7. Construcción de los diagramas circulares por los datos de ensayo . . . . .	531
21-8. Aplicación del diagrama circular aproximado . . . . .	532

<b>Capítulo XIII. Puesta en marcha de los motores asincrónicos trifásicos . . . . .</b>	536
22-1. Característica general de la cuestión . . . . .	536
22-2. Corrientes de arranque de los motores asincrónicos . . . . .	537
22-3. Desconexión del motor asincrónico de la red . . . . .	538
22-4. Proceso de arranque del motor asincrónico durante su puesta en marcha . . . . .	539
22-5. Puesta en marcha de los motores con rotor bobinado . . . . .	542
22-6. Arranque de los motores en cortocircuito . . . . .	545
<b>Capítulo XIII. Motores asincrónicos con desplazamiento de la corriente en el devanado del rotor . . . . .</b>	551
23-1. Motor de doble jaula de ardilla . . . . .	551
23-2. Motor de grande reactancia (con desplazamiento de corriente) . . . . .	565
23-3. Confrontación de los motores de doble jaula de ardilla y de grande reactancia . . . . .	575
23-4. Cálculo de las características de arranque de un motor sincrónico de polos salientes con sistema amortiguador . . . . .	577
<b>Capítulo XIV. Regulación de la velocidad de rotación de los motores asincrónicos trifásicos . . . . .</b>	582
24-1. Procedimientos de regulación de la velocidad . . . . .	582
24-2. Regulación de la velocidad de rotación de los motores variando el número de polos . . . . .	583
24-3. Regulación de la velocidad de rotación de los motores mediante la variación de la frecuencia primaria . . . . .	588
24-4. Regulación de la velocidad de rotación de los motores mediante la variación de la resistencia óhmica del rotor . . . . .	590
24-5. Acoplamiento en cascada de motores asincrónicos . . . . .	591
<b>Capítulo XV. Motores asincrónicos monofásicos . . . . .</b>	598
25-1. Principio de funcionamiento de un motor asincrónico monofásico . . . . .	598
25-2. Circuito equivalente de un motor monofásico . . . . .	600
25-3. Diagrama circular de un motor monofásico . . . . .	603
<b>Capítulo XVI. Regímenes especiales y tipos de máquinas asincrónicas . . . . .</b>	605
26-1. Frenado eléctrico de los motores asincrónicos . . . . .	605
26-2. Funcionamiento de un motor asincrónico en el régimen de alimentación doble (bilateral) . . . . .	607
26-3. Embrague electromagnético deslizante . . . . .	609
26-4. Máquinas asincrónicas para dispositivos automáticos . . . . .	609

#### Apartado cuarto

##### MÁQUINAS DE COLECTOR DE CORRIENTE ALTERNA

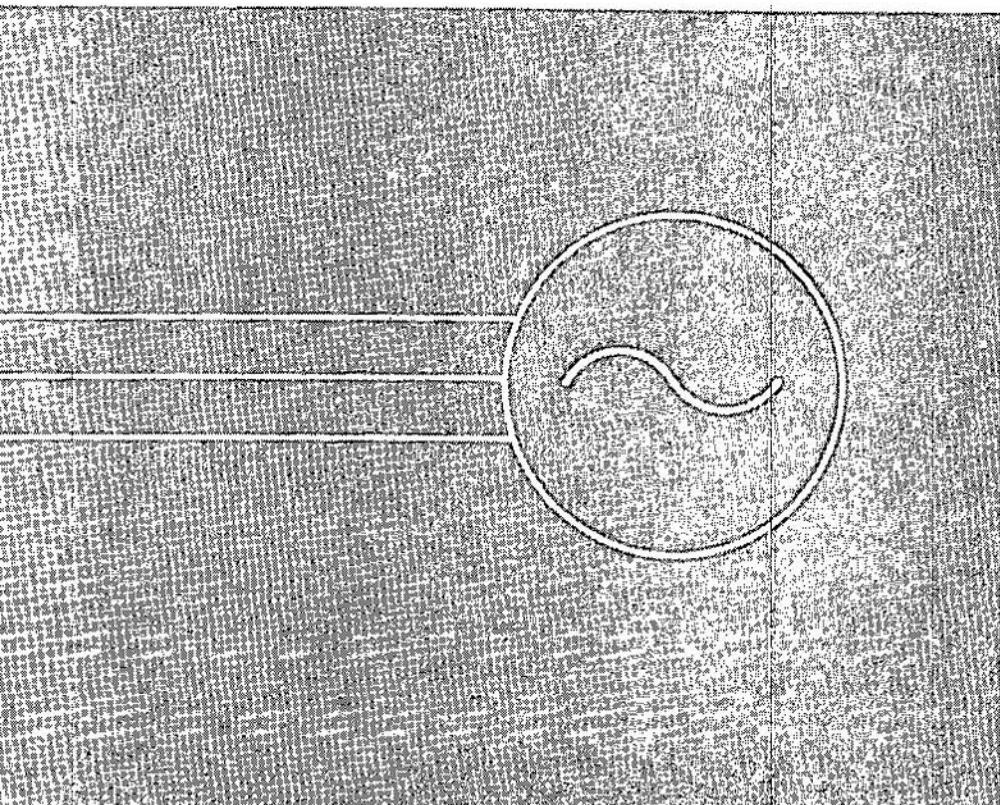
<b>Capítulo XVII. Problemas generales de la teoría de las máquinas de colector de corriente alterna . . . . .</b>	615
27-1. Historia breve de la evolución de las máquinas de colector de corriente alterna . . . . .	615
27-2. F.c.m. inducidas en el inducido de una máquina de colector de corriente alterna . . . . .	617

27-3. Corrientes en el inducido de una máquina de colector de corriente alterna . . . . .	623
27-4. F.m. del devanado del inducido de una máquina de colector polifásica . . . . .	625
27-5. Comutación en las máquinas de colector de corriente alterna . . . . .	627
<b>Capítulo XXVIII. Motores de colector monofásicos . . . . .</b>	<b>634</b>
28-1. Principio de funcionamiento y momento de rotación de un motor monofásico de excitación en serie . . . . .	634
28-2. Diagrama vectorial del motor monofásico de excitación en serie . . . . .	635
28-3. Métodos de mejoramiento de la comutación de los motores monofásicos de excitación en serie . . . . .	636
28-4. Características de un motor monofásico de excitación en serie . . . . .	639
28-5. Aplicación de los motores de colector monofásicos . . . . .	641
28-6. Motor a repulsión con dos devanados en el estator . . . . .	642
28-7. Motor a repulsión con un devanado en el estator y un juego de escobillas (motor Thomson) . . . . .	644
28-8. Características del motor a repulsión Thomson . . . . .	645
28-9. Motor a repulsión con un devanado en el estator y dos juegos de escobillas (motor Déri) . . . . .	647
<b>Capítulo XXIX. Motores de colector trifásicos de excitación en derivación y en serie . . . . .</b>	<b>648</b>
29-1. Observaciones preliminares . . . . .	648
29-2. Principios generales del funcionamiento de las máquinas de colector polifásicas en derivación . . . . .	649
29-3. Ecuaciones generales del funcionamiento de las máquinas de colector polifásicas en derivación y los diagramas circulares de éstas . . . . .	650
29-4. Introducción de una f.e.m. adicional en el circuito secundario de una máquina asincrónica . . . . .	653
29-5. Potencia suministrada por la fuente de f.e.m. adicional . . . . .	656
29-6. Transformación de la frecuencia con ayuda del colector . . . . .	657
29-7. Motor trifásico en derivación con dos juegos de escobillas (motor Schrage-Richter) . . . . .	659
29-8. Regulación de la velocidad y el $\cos \phi$ del motor Schrage-Richter . . . . .	661
29-9. Diagramas vectoriales del motor Schrage-Richter . . . . .	663
29-10. Características del motor Schrage-Richter . . . . .	665
29-11. Motores de colector trifásicos de excitación en serie. Circuitos y principio de funcionamiento de los motores . . . . .	676
29-12. Ecuaciones principales del motor de colector trifásicos de excitación en serie . . . . .	678
29-13. Diagramas circulares de corriente y tensión . . . . .	682
29-14. Esquemas de conexión de un motor trifásico de colector de excitación en serie, sus características y campo de aplicación . . . . .	683
<b>Capítulo XXX. Acoplamientos en cascada de las máquinas asincrónicas y de colector . . . . .</b>	<b>688</b>
30-1. Observaciones preliminares . . . . .	688
30-2. Cascada mecánica de un motor asincrónico con un convertidor con un inducido y un motor de corriente continua en calidad de máquina reguladora (cascada de Krämer) . . . . .	689
30-3. Cascada con acoplamiento eléctrico (cascada de Scherbius) . . . . .	692
30-4. Características de las cascadas con acoplamientos mecánico y eléctrico . . . . .	693

<b>Capítulo XXXI. Generadores de colector polifásicos</b>	697
31-1. Principio de funcionamiento y relaciones principales	697
31-2. Generador de colector compensado del tipo de polos salientes con devanado de excitación en el estator (generador Scherbius)	697
31-3. Generador de colector compensado del tipo de polos interiores	698
31-4. Aplicación del generador de colector	700
31-5. Rectificadores regulables de silicio (tiristores)	701
Indice bibliográfico	702
Tabla analítica	717

## Apartado primero

### Nociones generales sobre las máquinas de corriente alterna





## CAPÍTULO I

### TIPOS PRINCIPALES DE MÁQUINAS DE CORRIENTE ALTERNA Y SU ESTRUCTURA

#### 1-1. Tipos principales de máquinas de corriente alterna

Existen dos tipos principales de máquinas de corriente alterna: a) sincrónicas y b) asíncronas (asincrónicas). A su vez, las máquinas asíncronas se subdividen en a) sin colector y b) de colector.

La máquina sincrónica es una máquina cuya velocidad de rotación  $n$  está en rigurosa y constante relación con la frecuencia de la red  $f$ , es decir:

$$f = pn \text{ o bien } n = f/p, \quad (1-1)$$

donde  $p$  es el número de pares de polos.

La máquina sincrónica se excita por la corriente continua aplicada a su devanado de excitación desde una red de corriente continua o desde una máquina especial de corriente continua llamada *excitatrix*. Pero las máquinas sincrónicas de pequeña potencia pueden tener imanes permanentes o estar construidas como una máquina sincrónica de reacción sin devanado especial de excitación (cap. XII).

La máquina asíncrona es una máquina cuya velocidad de rotación  $n$ , estando la frecuencia  $f$  dada, depende de la carga, y en la cual, por consiguiente,

$$f \neq pn. \quad (1-2)$$

En la máquina asíncrona el campo magnético lo crea la corriente alterna aplicada a la misma desde cualquier fuente de corriente alterna.

Las máquinas sincrónicas y asíncronas están sometidas al principio de reciprocidad y pueden funcionar tanto en régimen de generador como de motor.

La máquina sincrónica se utiliza, principalmente, como generador para producir energía eléctrica de corriente alterna en las centrales eléctricas, pero también se usa mucho como motor y como compensador sincrónico, que, en esencia, es un motor sincrónico en régimen de marcha en vacío (cap. XIII).

A diferencia de las máquinas sincrónicas, las asíncronas se utilizan, principalmente, como motores.

## 1-2. Principio de funcionamiento de una máquina sincrónica

El principio de funcionamiento fundamental de una máquina sincrónica es el mismo que el de una máquina de corriente continua, pero con la diferencia de que en la primera no hace falta rectificar la f.e.m. variable en el tiempo e inducida en el devanado de inducido, en otra f.e.m. de dirección constante. Por eso la máquina sincrónica no necesita colector. En la fig. 1-1, a) está representado el esquema de un alternador bipolar con inducido de anillo. Para obtener, a base de este esquema, un alternador sincrónico trifásico elemental hay que marcar en la circunferencia del inducido tres puntos  $a$ ,  $b$ ,  $c$ , cada uno de los cuales esté desplazado con respecto a su contiguo en un ángulo de  $\alpha = 2\pi/3$ , y, uniéndolos con los tres anillos montados en el árbol, sacarlos a la red de corriente alterna a través de un sistema de escobillas  $A_1-B_1-C_1$ , dispuestas sobre los anillos, y de bornes  $A-B-C$ . En este caso el inducido tendrá tres devanados de fase  $a-x$ ,  $b-y$  y  $c-z$ , conectados entre sí en triángulo.

Al girar el inducido en el campo magnético, en los devanados  $a-x$ ,  $b-y$  y  $c-z$ , se inducen las f.e.m.  $E_A$ ,  $E_B$ ,  $E_C$  que tienen una frecuencia  $f = pn$  y cada una de las cuales está desfasada con respecto a su contigua en un ángulo de  $\alpha = 2\pi/3$  (fig. 1-1, b). Cuando la carga está uniformemente distribuida por la red, la máquina engendra un sistema simétrico de corriente trifásica  $I_A$ ,  $I_B$ ,  $I_C$ , donde, en el caso general, la corriente en el devanado de fase

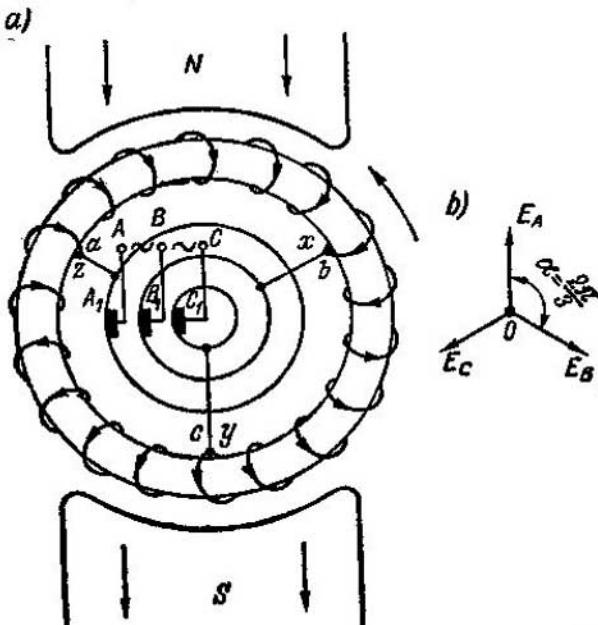


Fig. 1-1. Esquema principal de un alternador sincrónico trifásico

está desplazada con respecto a la f.e.m. de este mismo devanado en un ángulo  $\varphi$ , determinado por el tipo de carga. Se puede demostrar (véase más detalladamente el cap. IV) que este sistema de corrientes crea un campo magnético cuya onda principal gira con respecto al inducido a una velocidad de  $n = f/p$  en sentido contrario a su dirección de rotación. Por consiguiente, este campo está fijo con respecto al campo de los polos y se encuentra con éste en interacción constante, que es la base del funcionamiento de la máquina sincrónica. En este caso, la energía mecánica, aplicada a la máquina desde el árbol, se transforma en energía eléctrica, o sea, la máquina funciona como alternador sincrónico. Pero, de acuerdo con el principio de reciprocidad, ésta puede también funcionar como motor sincrónico, si a través de las escobillas  $A_1-B_1-C_1$  le suministramos de la red una energía eléctrica de corriente trifásica.

En el caso general, se puede obtener un sistema de  $m$  fases, marcando en la máquina bipolar  $m$  puntos dispuestos uniformemente por la circunferencia del inducido ( $\alpha = 2\pi/m$ ) y sacando estos puntos a la red de corriente alterna a través de un sistema de  $m$  anillos instalados en el árbol y de  $m$  escobillas dispuestas sobre estos anillos.

### 1-3. Tipos constructivos principales de máquinas sincrónicas

La disposición de los elementos principales de una máquina sincrónica (polos fijos e inducido giratorio) representada en la fig. 1-1, a sólo es conveniente para las máquinas sincrónicas de pequeña potencia. Para las máquinas sincrónicas de gran potencia y de potencia media esta construcción es inconveniente puesto que las máquinas sincrónicas modernas se construyen para tensiones de hasta 27 kV y corrientes de hasta varios miles de amperios, y en estas condiciones el funcionamiento de los anillos de colector no es fiable.

La gran experiencia obtenida en la construcción y en el servicio de las máquinas sincrónicas ha demostrado que el sistema más económico y conveniente resulta disponiendo los elementos principales en forma contraria a la representada en la figura 1-1, a, es decir, cuando los polos, excitados por corriente continua, están instalados en la parte giratoria de la máquina, llamada *rotor*, y el devanado de inducido de corriente alterna está colocado en la parte inmóvil de la misma, llamada *estator*. Por esto, más adelante, tendremos en cuenta, ante todo, este tipo de máquina.

Las máquinas sincrónicas por su construcción se dividen en:  
a) máquinas de polos interiores (véase más abajo la fig. 1-2),  
y b) máquinas de polos salientes (véase la fig. 1-10 y otras).

Uno u otro tipo de construcción de la máquina sincrónica está ligado, generalmente, con la velocidad de rotación  $n$  de la misma.

Las máquinas de mayor velocidad de rotación, para una frecuencia dada, son las que tienen un número de pares de polos igual a  $p = 1$  y  $p = 2$ ; en el primer caso, para  $f = 50 \text{ Hz}$ , tenemos  $n = 50 \text{ r.p.s.} = 3000 \text{ r.p.m.}$ ; y en el segundo caso  $n = 25 \text{ r.p.s.} = 1500 \text{ r.p.m.}$ . En estas máquinas de gran potencia la velocidad en la circunferencia del rotor es tan grande (véase más abajo la tabla 1-1), que por razones ligadas con la resistencia mecánica del rotor y la mejor disposición y fijación del devanado de excitación, hay que distribuir este último por la superficie del rotor, es decir, construir la máquina con polos interiores. Pero, cuando  $p \geq 3$  la velocidad en la circunferencia del rotor disminuye y entonces las máquinas sincrónicas se construyen, generalmente, con polos salientes puesto que en este caso su fabricación es más simple.

Los alternadores sincrónicos se ponen en rotación, generalmente, por medio de turbinas de vapor y de turbinas hidráulicas. En el primer caso el alternador sincrónico se llama *turboalternador* y en el segundo, *alternador hidráulico*. Las turbinas de vapor pertenecen a las máquinas de gran velocidad y por esto los turboalternadores se construyen con polos interiores. Las turbinas hidráulicas pertenecen a las máquinas de pequeña velocidad y por esto los alternadores hidráulicos se construyen con polos salientes. Los alternadores sincrónicos puestos en rotación por motores de explosión, los motores sincrónicos y los compensadores también se construyen con polos salientes. Pero en los casos cuando se exigen motores sincrónicos de gran velocidad de rotación (por ejemplo, para el accionamiento de turbocompresores), éstos se construyen como turboalternadores, es decir, como máquinas bipolares de polos interiores.

#### 1-4. Estructura de las máquinas sincrónicas de polos interiores

Analicemos la estructura de estas máquinas en el ejemplo de los turboalternadores. Actualmente los turboalternadores se fabrican predominantemente de tipo bipolar, porque con el aumento de la velocidad de rotación se eleva considerablemente el rendimiento económico de las turbinas de vapor y reduciendo las dimensiones exteriores de la turbina y del alternador se reduce el coste de su fabricación.

En la fig. 1-2 está representado el corte longitudinal de un turboalternador bipolar construido por la fábrica "Electrosila" para 6 mil kW, 3000 r.p.m., cuya estructura es típica también para máquinas de mayor potencia. El rotor es la parte del turboalternador más responsable en los sentidos mecánico y térmico. Cuando la velocidad de rotación es normal, las velocidades lineales en la circunferencia del rotor alcanzan en los turboalternadores tetrapolares 125—145 m/s y en los turboalternadores bipolares de gran potencia 170—185 m/s. Las fuerzas centrífugas desarrolladas a estas velocidades crean en determinadas partes del rotor tensiones mecánicas bastante grandes. A causa de esto, en los turboalternadores

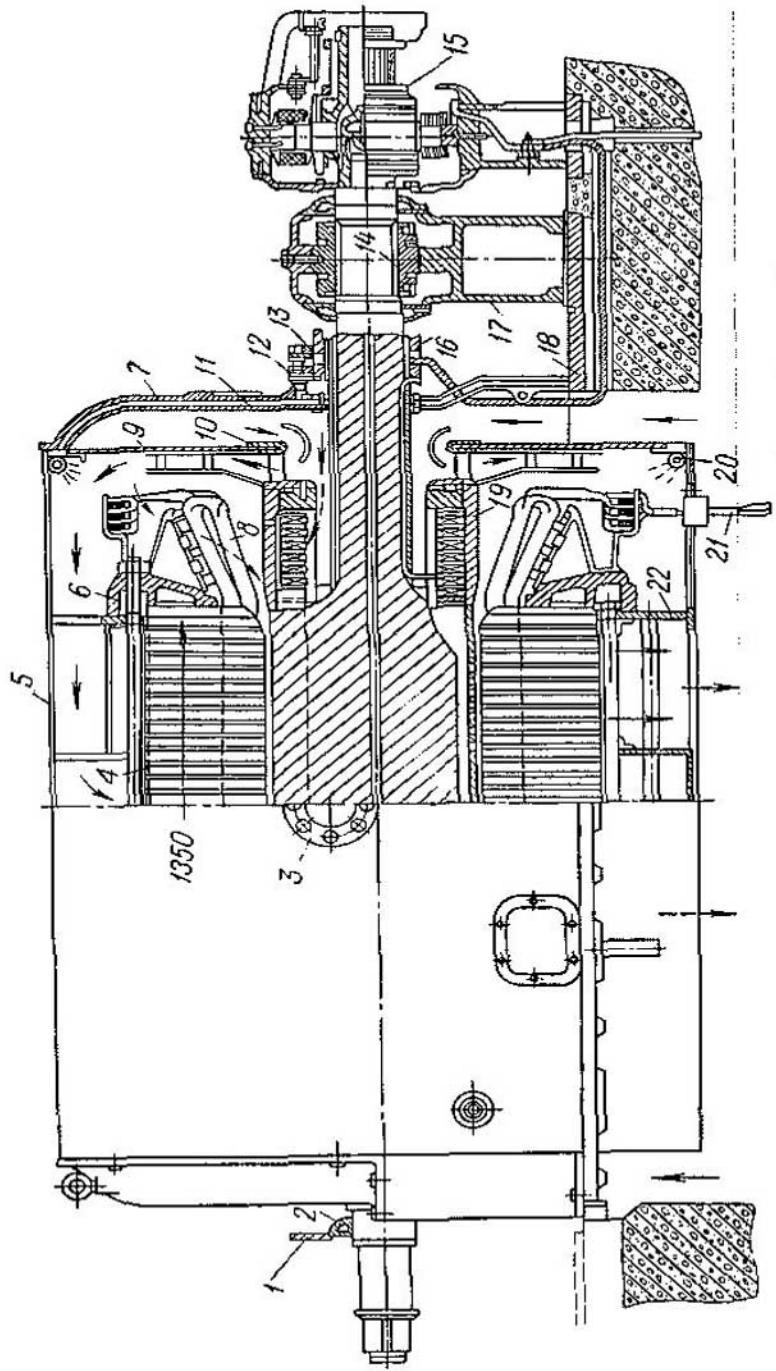


Fig. 1-2. Corte longitudinal de un turboalternador con refrigeración por aire  
 1 — soporte del deflecto de aceite; 2 — deflecto de aceite; 3 — dispositivo para elevar el estator; 4 — núcleo del estator; 5 — revestimiento del cuerpo; 6 — arillo de empuje del estator; 7 — pantalla exterior; 8 — devanado del estator; 9 — pantalla de las pantallas; 10 — escobilla; 12 — portaeescobillas; 13 — escobilla; 14 — casquillo; 15 — escotilla; 16 — anillo del tubo de fundación; 17 — empaqueadura de las pantallas; 18 — placa de fundación; 19 — cojinete; 20 — tubería contra incendios; 21 — terminal; 22 — cuerpo del colector.

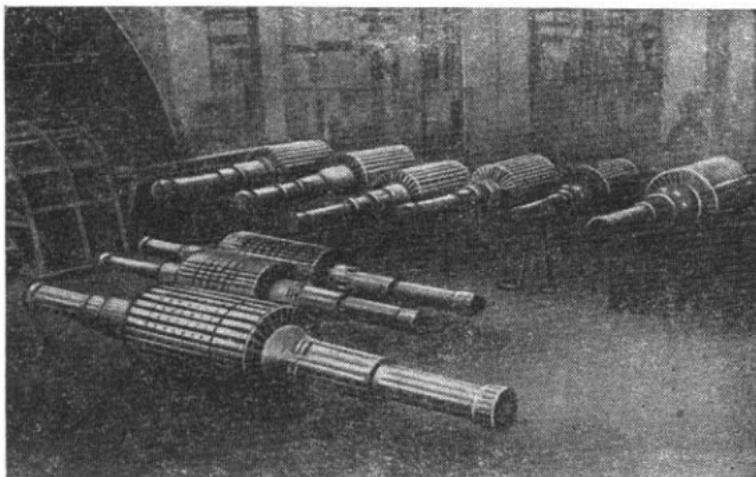


Fig. 1-3. Construcción del rotor de un turboaltermador

modernos el rotor representa generalmente una pieza maciza forjada de acero (fig. 1-3) de alta resistencia mecánica conseguida como resultado de un complicado tratamiento térmico y mecánico al que se le somete. Para las grandes máquinas se utiliza un acero al cromo-níquel-molibdeno especial con una resistencia a la rotura de casi  $800 \text{ N/mm}^2$ , una resistencia cedente de  $550-600 \text{ N/mm}^2$  y un alargamiento de alrededor de 20%. Por toda la longitud del rotor se taladra en dirección axial un agujero central que sirve, en primer lugar, para analizar en la zona central el material de la pieza forjada y, en segundo lugar, para descargar la pieza forjada de las tensiones interiores peligrosas.

En el rotor se fesan ranuras para colocar el devanado de excitación. Hay rotores: a) con ranuras radiales y b) con ranuras paralelas (fig. 1-4, a, b). Nosotros tendremos en cuenta la construcción del rotor con ranuras radiales.

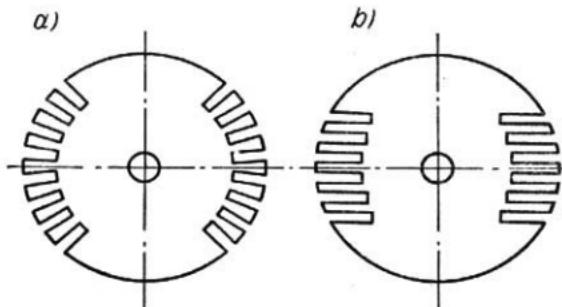


Fig. 1-4. Ranuras del rotor de un turboaltermador

Aproximadamente una tercera parte del paso polar se deja libre de ranuras formando el así llamado diente grande por el cual pasa la parte fundamental del flujo magnético del alternador.

Debido a las grandes velocidades que existen en la circunferencia del rotor su devanado se fija dentro de las ranuras por medio de cuñas metálicas cuyas principales formas transversales se muestran en la fig. 1-5, a y b. Las cuñas son de acero amagnético y de aleaciones amagnéticas.

Las partes frontales del devanado del rotor se fijan por medio de bandajes de rotor. Este bandaje consta de dos partes: el anillo de bandaje *B* (fig. 1-6) y el anillo de centrado *AC*. Los anillos de bandaje generalmente son de acero amagnético con una resistencia a la rotura de 700—1000 N/mm<sup>2</sup> y un límite de fluencia de 450—900 N/mm<sup>2</sup>. Los anillos de bandaje están mecánicamente muy tensados puesto que además de las tensiones debidas a su propio peso tienen que soportar también la presión del devanado causada por las fuerzas centrífugas que surgen durante el giro del rotor.

La máquina se excita, generalmente, por excitadores acoplados al árbol del turboalternador (fig. 1-2).

El estator de un turboalternador consta de la parte activa, o sea, el núcleo con el devanado del estator colocado en él, y del cuerpo con las pantallas, que sirve para sujetar el acero y para formar el sistema de canales y cámaras de ventilación.

El núcleo del estator del turboalternador es de acero al silicio aleado de 0,5 y 0,35 mm de espesor. Las chapas de acero están aisladas por ambos lados con un barniz especial.

El núcleo del estator, en dirección axial, está compuesto de paquetes de 3—6 cm de espesor divididos por canales de venti-

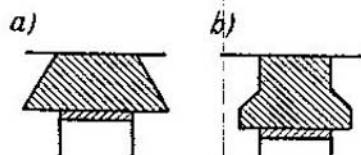


Fig. 1-5. Cuñas de las ranuras del rotor

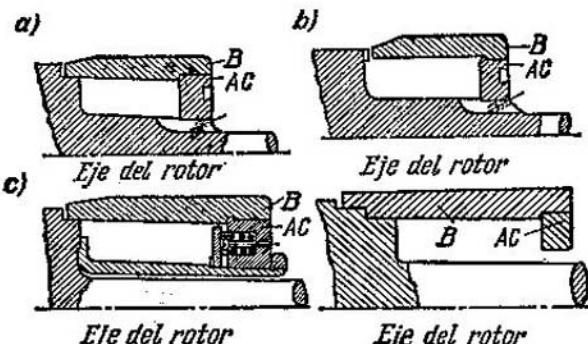


Fig. 1-6. Fijación de los bandajes del rotor

lación de 5—10 mm de anchura (fig. 1-2). Para otorgar al sistema de acero del estator la rigidez necesaria, éste se comprime por ambos lados con placas de presión especiales confeccionadas de fundición o de acero amagnéticos.

Los problemas de ventilación de los turboalternadores son de importancia trascendental. Las dificultades que surgen para resolverlos están relacionadas con la gran longitud de la máquina y con el pequeño diámetro del rotor. Esto condujo a la elaboración de métodos especiales de ventilación que sólo se utilizan en los turboalternadores y que se exponen en el cap. VII.

En la tabla 1-1 se dan los datos principales y las magnitudes más características de algunos turboalternadores, aquí  $P$  es la potencia;  $U$ , la tensión de línea;  $D$ , el diámetro del rotor;  $L$ , la longitud de la parte activa de la máquina;  $q$ , el número de ranuras de estator por polo y fase;  $\delta$ , el entrehierro entre el estator y el rotor;  $A$ , la carga lineal;  $C_A = D^2 L n / P_{kVA}$ , la constante de máquina de Arnold; r.c.c., la relación de cortocircuito;  $\eta$ , el rendimiento;  $G_{rot}$ , el peso del rotor;  $G$ , el peso total de la máquina;  $x_d$ ,  $x_d'$ — $x_d''$  son las reactancias longitudinal sincrónica, transitoria y ultratransitoria;  $GD^2$ , el momento giratorio.

### 1-5. Turboalternadores para centrales nucleoeléctricas

Últimamente se utilizan mucho las centrales nucleoeléctricas (CNE) en las cuales en lugar de calderas que funcionan a base de combustible orgánico o de gas se usa un reactor atómico. Actualmente en las centrales nucleoeléctricas el tipo de reactor más difundido es el de agua-agua en el cual el agua hace el papel de moderador y de medio refrigerante. Estos reactores producen vapor con parámetros relativamente bajos: una temperatura de 280—320°C y una presión de 600—800 N/cm<sup>2</sup>. En este sentido, para las centrales nucleoeléctricas son más económicos los turboalternadores con velocidad de rotación de 1500 ó 1800 r.p.m. en comparación con los turbogrupos de 3000 ó 3600 r.p.m. utilizados en las centrales térmicas con parámetros de vapor más altos.

El rendimiento económico total de una central nucleoeléctrica se eleva esencialmente aumentando la potencia del reactor e instalando para cada reactor un grupo de turboalternadores de potencia correspondiente. Esto ha sido el estímulo principal para el rápido desarrollo y crecimiento de la potencia de los turboalternadores tetrapolares. Prácticamente todos los turboalternadores de 500 MW y de más alta potencia con una velocidad de rotación de 1500 y 1800 r.p.m. dados en la tabla 1-1 se han fabricado o están destinados para trabajar en centrales nucleoeléctricas.

En las centrales nucleoeléctricas las condiciones de trabajo para los turboalternadores no requieren exigencias específicas en su construcción, no obstante, debido a la necesidad de crear turboalternadores de potencia muy grande surge una serie de problemas

y particularidades complicados en comparación con la construcción de las máquinas bipolares y tetrapolares de potencia relativamente pequeña.

La principal particularidad constructiva de los turboalternadores de gran potencia destinados para trabajar en centrales nucleoeléctricas consiste en que el diámetro de sus rotores es aproximadamente  $\sqrt{2}$  veces mayor que el diámetro de los rotores de los alternadores bipolares de análoga potencia. El diámetro de los rotores para los turboalternadores modernos para las CNE alcanza 1800 mm. Pero, en este caso, la velocidad circunferencial de este rotor es más baja que en las máquinas bipolares, puesto que su velocidad de rotación disminuye dos veces. Gracias a esto se reduce la intensidad mecánica en los rotores, lo que permite elevar su fiabilidad. Además, en los turboalternadores tetrapolares se reducen las vibraciones del núcleo de estator, por lo cual se puede prescindir de su suspensión elástica; con el aumento del peso del rotor se eleva también su momento giratorio, lo cual influye favorablemente en el trabajo estable del alternador en la red; la disminución del flujo magnético por polo permite reducir la altura del soporte del núcleo y, respectivamente, el peso y el diámetro del estator; el aumento del diámetro del rotor permite disminuir su longitud relativa y elevar su resistencia a las vibraciones.

Estas ventajas garantizan la posibilidad de crear turboalternadores tetrapolares para potencias considerablemente mayores que las de los turboalternadores de tipo bipolar.

Las grandes dimensiones de los rotores y su gran peso son las principales dificultades que existen al crear turboalternadores de gran potencia destinados para las centrales nucleoeléctricas. Si en los turboalternadores bipolares de 800—1200 MW el peso del rotor no excede de 100 t y los rotores pueden ser construidos de una sola pieza forjada, en los alternadores tetrapolares de la misma potencia el peso del rotor alcanza 200 t.

Actualmente el peso máximo posible de la pieza forjada para construir el rotor es de casi 140 t en Europa y de alrededor de 180 t en EE.UU. Por consiguiente, aun para máquinas de 800—1000 MW de potencia surge la necesidad de buscar nuevos métodos para fabricar piezas forjadas para los rotores. En relación con esto fueron diseñadas en la URSS y en otras firmas extranjeras varias variantes de construcciones de rotores compuestos. Al mismo tiempo se llevan a cabo trabajos de investigación para crear rotores de construcción soldada-forjada. Se ha planteado la tarea de crear de este modo rotores de hasta 300—350 t de peso.

La comparación de los parámetros principales de los turboalternadores tetrapolares y bipolares (tabla 1-1) demuestra que, excepto algunos índices, sus valores son próximos. Por ejemplo, en las máquinas tetrapolares las cargas electromagnéticas son un poco más bajas, y la reactancia de transición es un poco mayor, que en los alternadores bipolares de potencias comparativas.

P		$U$ kV	$n$ , r.p.m.	$\eta$ , %	$D$ , cm	$L$ , cm	$\delta$ , cm	$a$	$A \cdot 10^{-2}$ , A/m	$C_A \cdot 10^{-1}$	T.C.C.
MVA	MW										

### Turboalternadores

15	12	10,5	3000	97,1	68	190	2,5	14	483	20,3	0,646
37,5	30	10,5	3000	98,3	81,6	270	2,7	9	815	16,3	0,437
75	60	10,5	3000	98,5	93	280	5	12	917	11,9	0,675
117	100	10,5	3000	98,5	100	310	6,4	10	1095	10,1	0,605
176	150	18	3000	98,5	100	380	8,5	7	1299	8,86	0,615
235	200	15,75	3000	98,7	107,5	430	8	10	1335	8,38	0,57
235	200	15,75	3000	98,7	107,5	500	10	10	1293	10,4	0,58
220	200	18,5	3000	—	101,6	456	8	—	1290	8,6	—
260	208	18	3600	—	99	440	9,5	8	—	8,48	—
262	236	12	3600	98,8	—	—	—	—	—	—	0,58
295	250	20	3000	—	115	420	5,75	6	1750	6,84	0,536
312	250	24	3000	98,88	105	540	7,5	6	1435	7,48	0,57
353	300	20	3000	98,7	107,5	600	9,5	9	1380	8,15	0,624
353	300	20	3000	98,7	112	580	9,0	10	1500	8,34	0,524
400	300	21	3000	98,6	—	—	—	—	—	—	0,44
396	336	24	3600	—	—	—	—	—	—	—	0,61
412	350	19,5	3000	—	112	540	9,0	—	1745	6,65	0,53
442	375	22	3600	98,75	99,06	622	9,5	8	—	7,07	0,58
471	400	20	3600	—	106,8	560	10	—	1758	6,87	0,56
588	500	22	3000	98,7	114,3	571	8,1	9	2035	4,96	0,437
588	500	20	3000	98,8	112,5	635	9,5	8	1975	5,6	0,42
588	500	20	3000	98,8	112	620	10	8	1965	5,51	0,45
667	600	20	3000	98,8	115	650	—	7	—	—	0,4
706	600	23	3600	—	—	725	—	—	2000	—	0,5
776	660	23,5	3000	98,58	117	750	9,5	—	2010	5,36	0,51
889	800	24	3000	98,82	120	—	—	—	—	4,76	0,475
907	815	26	3600	—	—	—	—	—	—	—	—
1333*	1200	24	3000	99,03	1250	—	—	—	—	—	0,437

### Turboalternadores

55,5	50	10,5	1500	97,89	133,5	376	4,25	9	730	16,1	0,76
117,5	100	15,75	1500	97,8	152	550	5,25	7	761	18,4	0,8
121	115	18	1800	97,65	139,5	720	5,0	7	689	18,1	—
400	340	17	1800	—	—	—	—	5	—	—	0,65
588*	500	20	1500	98,6	180,0	—	—	—	—	5,29	0,5
775	660	21	1500	98,7	170	600	7,0	—	2210	3,94	0,45
1110*	1000	27	1500	98,9	190	—	—	—	—	4,76	0,63
1126	1021	22	1800	—	171	720	—	—	—	—	0,5
1280	1152	22	1800	—	164	890	10	—	—	4,25	0,6
1350	1215	27	1800	—	—	—	—	—	—	—	—
1400*	1260	22	1800	—	176	800	—	—	2650	—	0,6
1500*	1200	27	1500	99	180	788	—	—	—	—	0,5

*Observación.* En la tabla las designaciones de sistemas de refrigeración significan: A — hidrógeno, directa; L — refrigeración por agua; AD — refrigeración por aceite, directa.

\* Alternadores en diseño.

Tabla I-1

$x_d$ u.d	$x'_d$ u.d	$x''_d$ u.d	$G_{rot}$ t	$G_t$	N N·m <sup>-1</sup>	GDP <sup>10</sup> N·m <sup>-1</sup>	Sistema de refrigeración de los devanados		Fábrica elaboradora o firma	País
							estator	rotor		
<b>bipolares 2p = 2</b>										
2,07	0,2	0,13	9,5	39	2,6	A	A	LIGZ, c. Lisva		URSS
2,65	0,26	0,15	16,5	83	5,4	HO	HO	LIGZ, c. Lisva		URSS
1,66	0,22	0,15	24,2	125	8,85	HO	HD	"Electrosilla"		URSS
1,79	0,26	0,18	29,8	175	13	HO	HD	"Electrosilla"		URSS
1,71	0,3	0,21	33,5	200	17,8	L	HD	"Electrosilla"		URSS
1,84	0,27	0,19	42	256	21,2	L	HD	"Electrosilla"		URSS
1,84	0,27	0,19	48	313	25	HD	HD	"Electrotlazhmarsh"		URSS
1,42	0,25	0,18	42	—	—	HD	HD	AEI-EE		Inglaterra
—	—	—	—	353	—	AD	HD	"General Electric"		EE. UU.
1,68	0,334	0,28	—	—	—	HD	HD	"Jitai"		Japón
—	—	—	50	275	—	L	HD	CEM		Francia
—	—	—	49	278	25	HD	HD	"Gemon-Schneider"		Francia
1,7	0,26	0,17	55	350	29,8	L	HD	"Electrosilla"		URSS
2,21	0,3	0,19	56,5	366	31	HD	HD	"Electrotlazhmarsh"		URSS
—	—	0,254	54	376	—	L	HD	"Broun-Bovery"		Suiza
—	—	0,208	50	255	—	HD	HD	"Mitsubishi"		Japón
2,14	0,24	0,169	56	—	—	L	HD	AEI-EE		Inglaterra
1,66	0,292	0,236	45,5	325	—	L	HD	"Tosiba"		Japón
—	—	—	55	—	—	L	HD	AEI-EE		Inglaterra
—	—	—	62,1	449	37	L	HD	AEI-EE		Inglaterra
2,46	0,36	0,233	65	362	40	L	HD	"Electrosilla"		URSS
2,38	0,36	0,243	60	347	—	L	L	"Electrotlazhmarsh"		URSS
2,68	0,38	0,265	75	450	—	HD	HD	"Gemon-Schneider"		Francia
2,2	0,304	0,216	67	—	—	L	HD	AEI-EE		Inglaterra
2,36	0,263	0,192	84	—	—	L	HD	AEI-EE		Inglaterra
—	0,314	—	80	515	—	L	HD	"Electrosilla"		URSS
—	—	—	74,5	405	—	L	HD	"General Electric"		EE. UU.
—	0,361	—	—	610	—	L	HD	"Electrosilla"		URSS
<b>tetrapolares 2p = 4</b>										
1,41	0,236	0,134	58	146	46,7	A	A	"Electrosilla"		URSS
1,35	0,26	0,15	93	243	110	A	A	JETZ		URSS
—	—	—	103,6	—	102,5	A	A	"Allis-Chalmers"		EE. UU.
—	—	—	93,5	383	—	HO	HO	"Mitsubishi"		Japón
—	0,4	—	—	444	—	L	HD	"Electrosilla"		URSS
—	0,44	—	140	450	—	L	HD	AEG		RFA
—	0,39	—	—	690	—	L	HD	"Electrosilla"		URSS
—	—	—	165	710	—	HD	HD	"Westinghouse"		EE. UU.
—	—	—	176	595	—	L	HD	"General Electric"		EE. UU.
—	—	—	207	700	—	L	HD	"Broun-Bovery"		Suiza
—	0,51	0,34	176	626	—	L	HD	AEI-EE		Inglaterra
—	0,47	0,25	198	668	—	L	L	"Kraftwerkjunior"		RFA

refrigeración por aire; HO — refrigeración por hidrógeno, ordinaria; HD — refrigeración por

La mayoría de los turboalternadores de gran potencia construidos y los que se están diseñando para centrales nucleoeléctricas tienen refrigeración del devanado del estator por agua y enfriamiento directo del devanado del rotor por hidrógeno.

No obstante, varias firmas ("Westinghouse", "Gemon—Schneider", "Mitsubishi") utilizan también el hidrógeno como medio refrigerante para el devanado del estator de los alternadores de gran potencia. La firma "Westinghouse" sólo últimamente ha comenzado a utilizar el enfriamiento por agua de los devanados del estator de los turboalternadores de 1000 MW y más alta potencia.

Para los turboalternadores de gran potencia son más difundidos los sistemas de excitación, alimentados por un alternador acoplado al árbol del rotor, con convertidores estáticos. Pero con el aumento de la potencia por unidad, crece bruscamente la corriente del rotor (hasta 10—12 kA), lo que complica esencialmente la construcción del nudo de las escobillas de contacto y reduce la fiabilidad del turboalternador en la explotación.

Entre los diferentes caminos que existen para resolver el problema de la aplicación de la corriente al devanado del rotor, el más perspectivo es la creación de un sistema de excitación sin escobillas con rectificadores giratorios. Un semejante sistema con diodos de silicio giratorios se utiliza actualmente en todos los turboalternadores ya fabricados y que se están diseñando por la firma "Westinghouse". Otras firmas extranjeras y fábricas soviéticas también utilizan sistemas análogos.

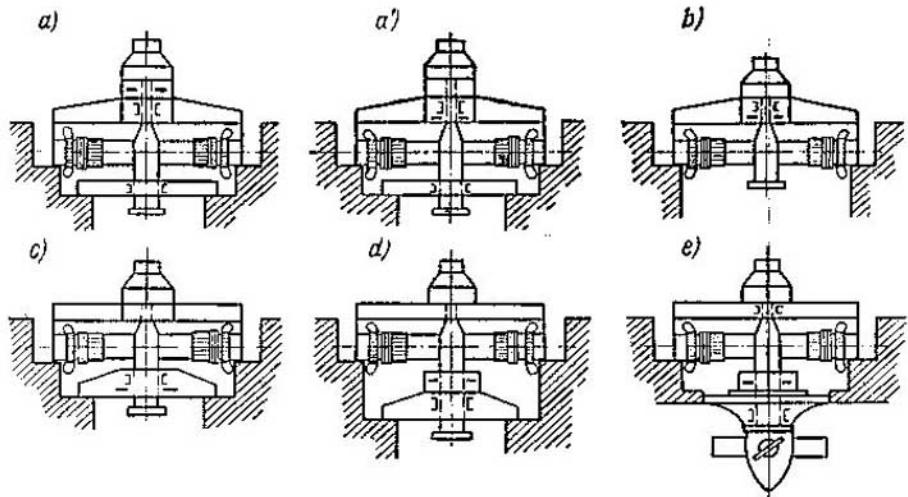
Actualmente se están realizando trabajos de investigación científica para perfeccionar este sistema de excitación sustituyendo los diodos giratorios por tiristores giratorios.

Por lo visto, el sistema de excitación sin escobillas es el más progresivo y encontrará cada vez más amplia aplicación.

#### *1-6. Construcción de las máquinas sincrónicas de polos salientes*

La construcción de máquinas de polos salientes con el árbol horizontal se considera como normal. Tienen esta construcción la inmensa mayoría de los motores sincrónicos, todos los compensadores y alternadores sincrónicos destinados para trabajar junto con motores de explosión, y en ciertos casos los alternadores hidráulicos con una velocidad de rotación relativamente alta (de 200 r.p.m. y más). Los alternadores hidráulicos de gran potencia con pequeña velocidad de rotación, que se instalan en las centrales hidroeléctricas de baja presión, se construyen con árbol vertical que está acoplado mediante una brida al árbol de la hidroturbina dispuesta debajo del alternador. Los motores para bombas hidráulicas de gran potencia también se construyen con árbol vertical.

Por su construcción las máquinas sincrónicas de polos salientes se distinguen ostensiblemente de las de polos interiores. Así, por ejemplo, en un alternador de potencia límite la longitud del rotor  $L$



Cojinete guía  
 - - Muñonera

Fig. 1-7. Tipos constructivos de alternadores hidráulicos: a y a'—suspendido con dos cojinetes guía; b—suspendido con un cojínete guía sin cruceta inferior; c y d—de paraguas con un cojínete guía; e—de paraguas con muñonera en la tapa de la turbina y con un cojínete guía

superá el diámetro de mandrinado  $D$  aproximadamente 6 veces (tabla 1-1), mientras que los alternadores hidráulicos de pequeña velocidad pueden tener diámetros de hasta 15 m con una relación de  $I/D = 0,15 - 0,20$ .

De las máquinas sincrónicas de polos salientes las más importantes son los alternadores hidráulicos con árbol vertical que se instalan en centrales hidroeléctricas.

Estos alternadores se dividen en dos tipos principales que son: a) el tipo suspendido, en éste la muñonera se dispone en la cruceta superior sobre el rotor (fig. 1-7, a, b) y b) el tipo paraguas, que tiene la muñonera situada en la cruceta inferior (fig. 1-7, c, d), o sobre la tapa de la turbina (fig. 1-7, e).

En la actualidad los alternadores hidráulicos de gran potencia se construyen predominantemente del tipo paraguas ya que así se reduce el peso del alternador y también su altura, por lo cual se puede reducir también la altura del edificio de la central hidroeléctrica. Esto se explica porque el diámetro de la cruceta superior es mayor que el de la inferior, y si el peso del rotor del alternador, el peso del rotor de la turbina y la fuerza de reacción del agua se transmiten a la cruceta superior (en la construcción de tipo suspendido), aumentan considerablemente las dimensiones de ésta.

En la fig. 1-8 está representado el corte longitudinal de un alternador de tipo suspendido, y en la fig. 1-9 se muestra el corte longitudinal de un grupo hidráulico con alternador hidráulico de

pequeña velocidad de tipo paraguas (con la muñonera dispuesta sobre la tapa de la turbina) de 123 000 kVA, 13 800 V, 68,2 r.p.m.,  $\cos \varphi = 0,85$  destinado para la central hidroeléctrica Volzhskaya. El estator de este alternador consta de seis partes desarmables y está instalado sobre losas de cimentación. En la construcción de alternadores hidráulicos de gran potencia uno de los nudos más complicados es el de la muñonera que ha de soportar un peso muy grande de las piezas giratorias y también la reacción del agua que entra en la turbina. En el alternador hidráulico en cuestión la carga total correspondiente a un muñón alcanza 3400 t; la muñonera se apoya en un soporte instalado sobre la tapa de la turbina, por lo cual resultó posible excluir la cruceta inferior obteniendo con esto una economía considerable de acero para construcciones

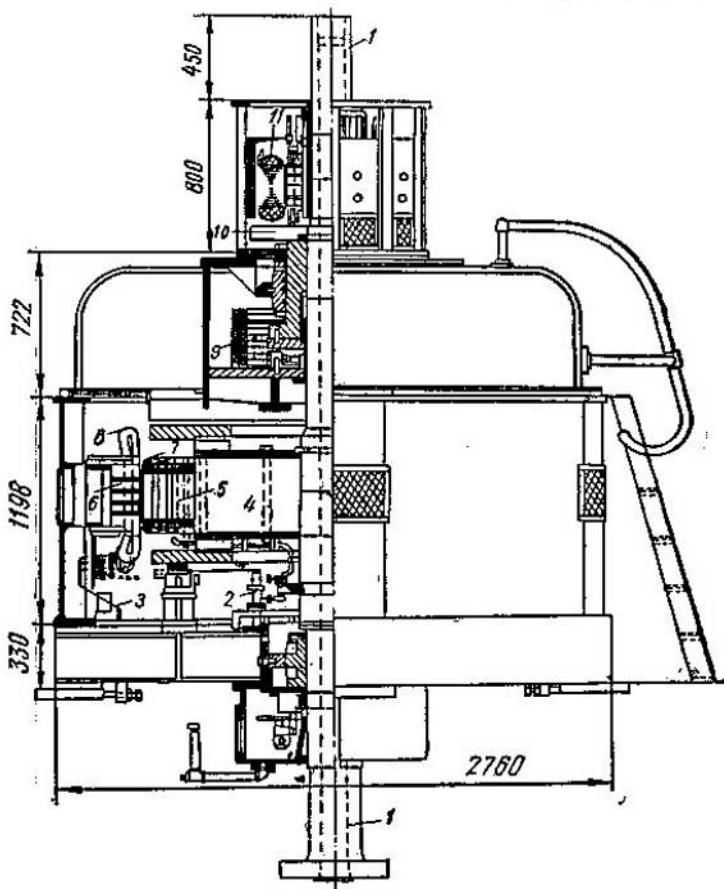


Fig. 1-8. Corte longitudinal de un alternador hidráulico de tipo suspendido  
 1—árbol del alternador; 2—anillos del colector y traviesas; 3—terminales del alternador; 4—estrella del rotor; 5—núcleo del polo; 6—núcleo del estator; 7—devanado de excitación; 8—devanado del estator; 9—cámara de la muñonera; 10—ventilador de la excitatriz; 11—excitatriz

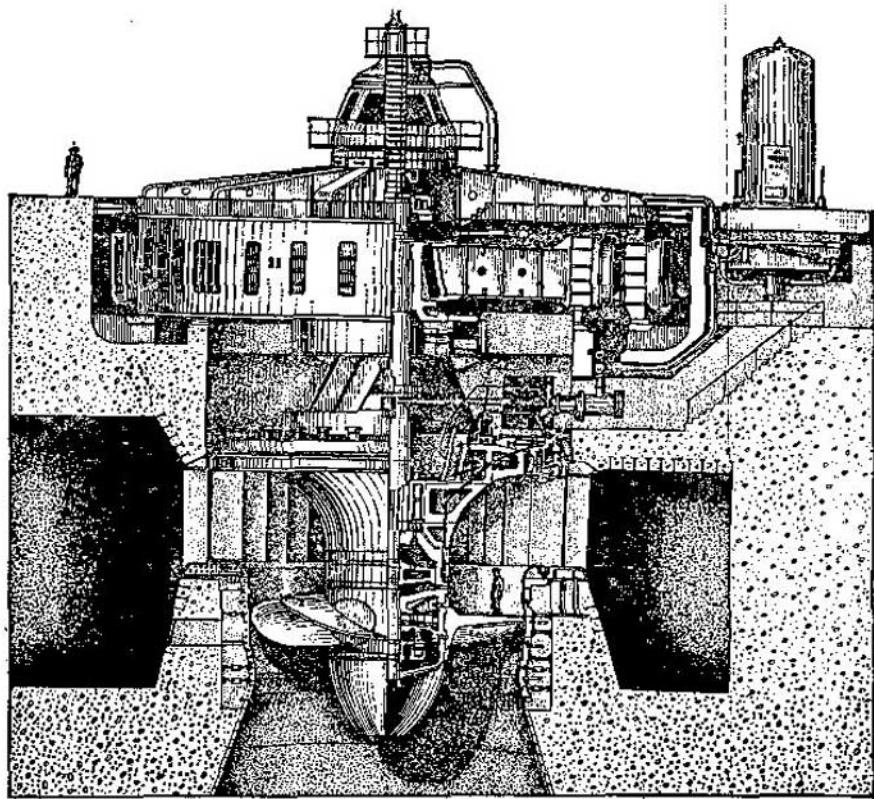


Fig. 1-9. Grupo hidráulico de la central eléctrica Vólzhskaya

(cerca de 200 t). Los núcleos polares están armados de chapas de acero y espárragos. El devanado del rotor es de cintas de cobre con aislamiento de papel de amianto entre las espiras. El alternador va provisto de un devanado amortiguador introducido en las zapatas polares de los polos. La ventilación de la máquina se realiza por ciclo cerrado con autoventilación (cap. VI).

En la fig. 1-10 está representado el rotor de un alternador hidráulico horizontal de gran velocidad de 80 000 kVA de potencia y de 428 r.p.m. destinado para la central hidroeléctrica francesa de Mallgover. Este alternador se pone en rotación por medio de dos hidroturbinas con paletas en forma de cazo (ruedas de Pelton) dispuestas por ambos lados del alternador (fig. 1-11).

En la fig. 1-12 está representado el estator, y en la fig. 1-13 se muestra el rotor y la cruceta superior de un alternador hidráulico vertical para 250 kVA, 400/230 V y 600 r.p.m.

En las figs. 1-14, 1-15 y 1-16 están representados el estator, el rotor y el compensador sincrónico armado de 60 000 kVA de poten-

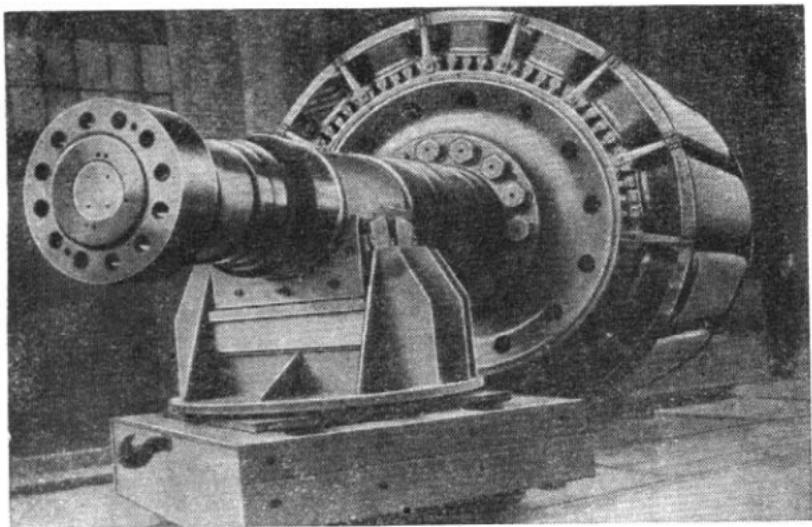


Fig. 1-10. Rotor de un alternador hidráulico horizontal de 80 000 kVA de potencia, 428 r. p. m. para la central hidroeléctrica de Mallgover (Francia)

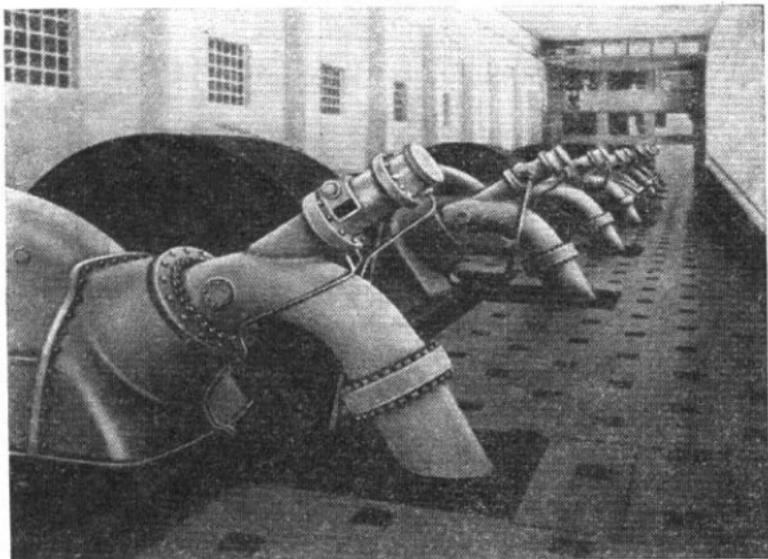


Fig. 1-11. Grupo hidráulico de la central de Mallgover (Francia)

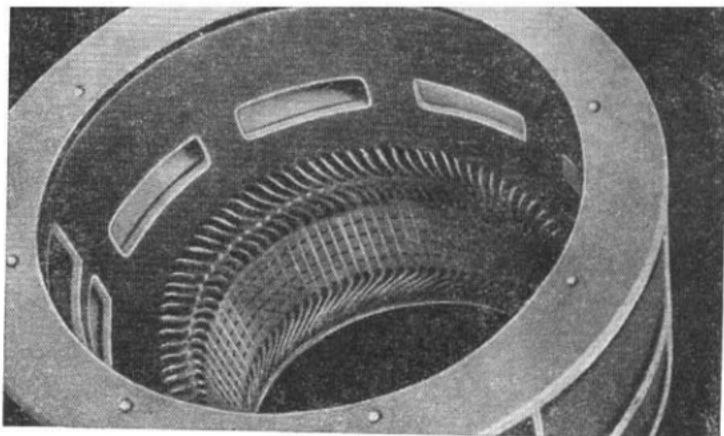


Fig. 1-12. Estator de un alternador hidráulico vertical de 250 kVA de potencia, 600 r.p.m.

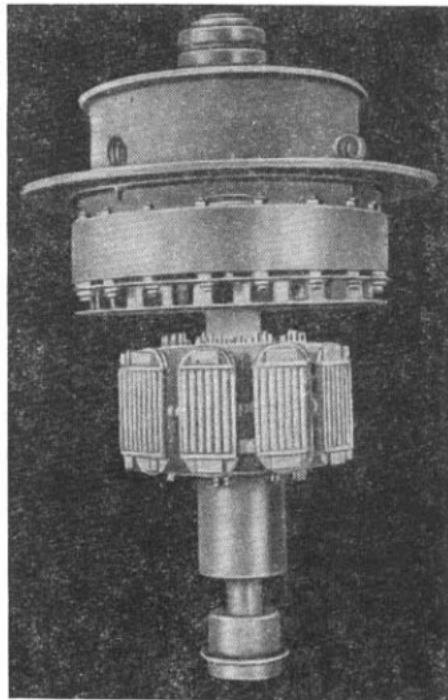


Fig. 1-13. Rotor y cruceta superior de un alternador hidráulico de 250 kVA de potencia, 600 r.p.m.

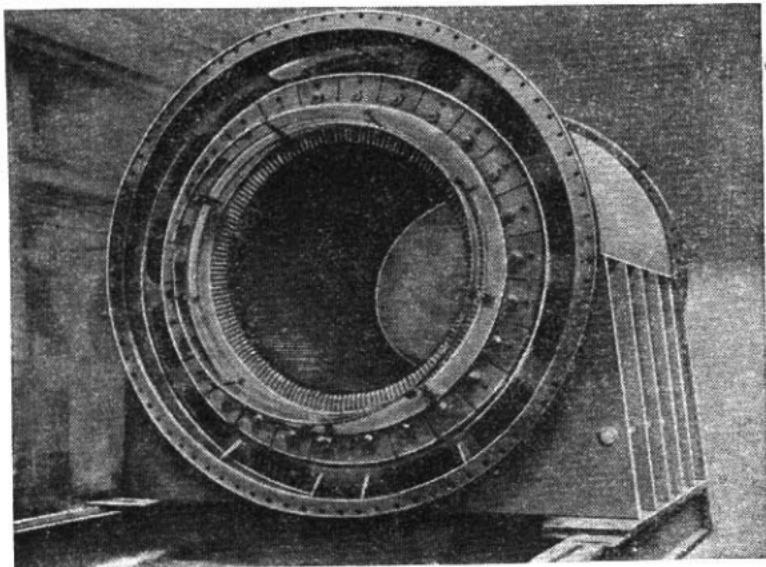


Fig. 1-14. Estator sin devanado de un compensador sincrónico de 60 000 kVA de potencia, 1000 r.p.m. de la firma "Alsthom" (Francia)

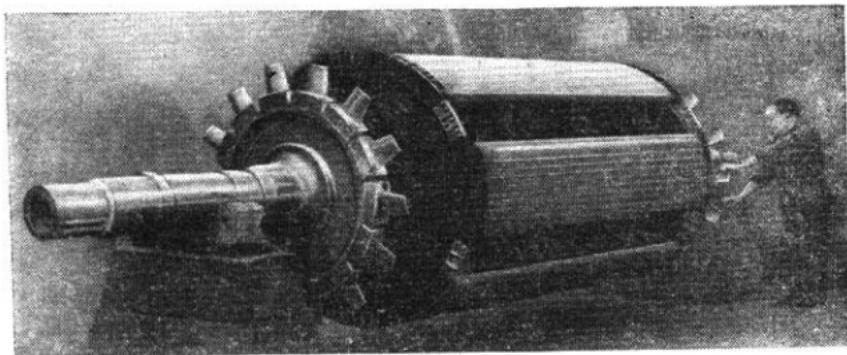


Fig. 1-15. Rotor de un compensador sincrónico de 60 000 kVA de potencia, 1000 r.p.m. de la firma "Alsthom"

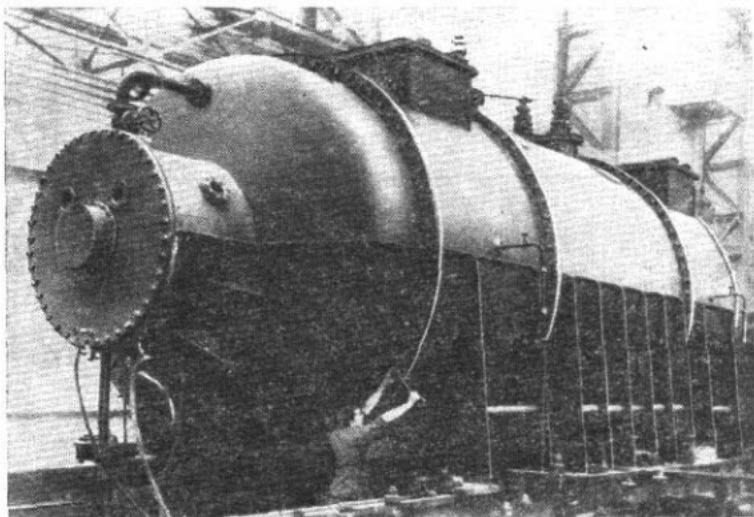


Fig. 1-16. Vista exterior de un compensador sincrónico de 60 000 kVA de potencia, 1000 r.p.m. de la firma "Alsthom"

cia y 1000 r.p.m. destinado para funcionar al aire libre, construido por la firma "Alsthom" (Francia).

Como ilustración, en la tabla 1-2 se dan los datos característicos principales de una serie de alternadores hidráulicos con diferentes velocidades de rotación construidos en la URSS y en el extranjero.

Los alternadores de polos salientes se construyen, a menudo, con devanado amortiguador en el rotor, destinado para amortiguar las oscilaciones del rotor durante los procesos transitorios (cap. XVI) y para aliviar los régimenes disímétricos de funcionamiento (cap. XIV). El devanado amortiguador consta de barras de cobre introducidas en las ranuras de las zapatillas polares y unidas entre sí, por los extremos, con segmentos de cortocircuito. En los alternadores modernos los segmentos de cada polo por separado se unen, generalmente, en anillos comunes (fig. 1-10) obteniendo de este modo un devanado cortocircuitado del mismo tipo que el que existe en las máquinas asincrónicas con rotor cortocircuitado (§ 1-7).

Los motores sincrónicos de polos salientes y los compensadores tienen, generalmente, la misma construcción que los alternadores de polos salientes. El rotor de estas máquinas (fig. 1-15) tiene, además del devanado de excitación, un devanado de arranque que se distingue de los devanados amortiguadores de los alternadores sólo por tener las barras hechas de aleaciones con resistividad elevada.

Central hidroeléctrica	P		U, kV	2p	n, r.p.m.	\eta, %	D <sub>1</sub> , cm	L, cm	\delta, cm	Z	A <sub>10-2</sub> A <sub>1m</sub>	C <sub>A</sub> ·10 <sup>-4</sup>
	MVA	MW										

### Alternadores hidráulicos

Finnman	100	90	16,5	40	150	98	782	190	2,5	396	565	17,4
Bjakra	100	90	11	36	167	—	681	274,5	2,5	378	620	21,2
Trangstlet	100	100	14,8	28	214	98,8	590	260	—	264	565	19,4
Ust-Kamenogorskaya	103,5	83	13,8	72	83,3	97,55	1100	180	1,8	486	610	17,6
Togokura	105	94,5	13,2	36	167	98	—	—	—	—	—	—
Harspronggett	105	94,5	16	36	167	98,1	840	245	3,05	432	413	27,5
Bowona	107,5	86	12	14	428	—	320	190	—	—	—	7,75
Cariba	111,1	100	18	36	166,7	97,57	785	196	—	—	—	18,1
Vlanden	115	103,5	13,8	14	428	98,4	440	195	3,0	222	775	14,1
Votkinskaya	118	100	13,8	96	62,5	97,53	1430	170	2,3	756	553	21,7
Tokke I	120	96	16	16	375	—	450	260	—	—	—	16,6
Volzhskaya	127,8	115	13,8	88	68,2	97,62	1430	200	2,3	756	451	21,8
"V. I. Lenin"	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Bjakra	134	120	11	32	187,5	98,31	720	230	2,4	408	635	16,7
Tokke III	140	—	—	20	300	—	490	284	—	—	—	14,6
Stormfors	150	135	18	48	125	98,19	980	250	2,5	432	450	20
Volzhskaya	160	128	13,8	88	68,2	96,3	1429	130	1,8	726	1085	11,3
"XXXII congreso PCUS"	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Samminsla	176	150	15,75	60	100	97,6	1190	200	2,4	594	663	16,1
Infernillo	188,6	179	13,8	44	136,5	98,3	1015	140	2,0	276	684	10,4
Tonsted	190	161,5	12	16	375	98,8	480	220	—	—	—	10
Assuan	206	175	15,75	60	100	98,1	1190	230	2,2	648	657	15,8
Scheleware	225	214	17	30	200	98,5	740	200	—	—	830	9,75
Bratskaya	264,7	225	15,75	48	125	98,22	1100	250	2,5	504	708	14,3
Nurekskaya	353	300	15,75	30	200	97,87	830	174	3,2	270	1342	6,8
Krasnoyarskaya	590	500	15,75	64	93,8	98,25	1610	175	2,6	576	1128	7,21

### Alternadores hidráulicos

Robert Saunders	60	57	13,8	76	94,7	97,38	901	211	1,03	396	528	27,1
Bonneville	60	54	15	96	75	—	1025	114	—	—	—	15
Volich	75	60	13,8	20	360	96,6	397	238	1,68	240	605	18,1
Adam Bek	80,5	76,5	13,8	48	150	—	742,9	192	1,43	414	602	19,5
Huwerdam	82,5	82,5	15,6	40	180	—	725	240	—	—	—	27,6
Priest Rapinds	83	79	13,8	84	85,7	—	1067	147	2,1	450	934	17,3
Sakuma	93	83,7	13,2	36	167	—	667	235	2,7	270	525	18,7
Braunly	100,11	90,1	13,8	56	128,6	97,6	830	214	—	360	578	19
Kemono	106	85	13,8	22	327	97,3	498	246	2,53	—	—	18,8
Rokki Rich	107	—	—	80	90	—	1063	180	—	—	—	17,2
Grand Kull	108	108	13,8	60	120	—	970	200	—	—	—	20,9
Louerghen	115	100	13,8	20	360	97,98	424	234	—	—	—	13,2
Berslimis	138	131	13,8	26	277	—	512	287	—	—	609	15,1
Furnas	160	152	15	48	150	98,27	950	176	2,5	468	644	14,9
Schut de Pass	165	148,5	14,4	36	200	98,04	695	243	—	—	—	14,2
Robert Mozer	167	150	13,8	60	120	—	1040	214	—	—	—	16,6

Observación. Designaciones en la tabla: D<sub>1</sub>—diámetro de mandrinado del estator; L—car

Tabla 1-2

F.C.C.	$x_d$ , u.d.	$x_d'$ , u.d.	" $x_d'$ , u.d.	$F_t$	$G_{rot}, t$	$G_t$	$G D \cdot 10^{-2}$ , N·m <sup>2</sup>	Tipo	Fábrica elaboradora o firma	País	Año de producción
--------	--------------	---------------	-----------------	-------	--------------	-------	--	------	-----------------------------	------	-------------------

con frecuencia  $f = 50$  Hz

1,52	0,746	0,278	0,193	1100	452	845	16	S	"Electrosila"	URSS	1957
—	0,95	0,3	0,19	850	—	548	10,55	S	AEI-EE	Inglaterra	1960
—	—	—	—	470	—	—	4,36	S	ASEA	Suecia	1959
1,27	0,886	0,348	0,258	1030	491	986	39	S	"Electrosila"	URSS	1951
1,2	0,912	0,27	0,18	900	460	820	15,5	P	"Mitsubishi"	Japón	1963
—	0,65	0,22	0,15	815	465	796,5	21,36	S	ASEA	Suecia	1961
—	1,67	0,5	0,3	—	—	—	1,67	H	BBG	Suiza	1961
1,715	0,678	0,234	0,146	680	—	—	—	P	AEI-EE	Inglaterra	1962
0,8	1,35	0,3	0,2	—	197	375	1,9	—	—	—	—
1,75	0,649	0,292	0,22	2800	592	1170	80	P	"Electrosila"	URSS	1961
—	1,0	0,23	0,15	455	—	—	—	P	BBG	Suiza	1958
2,27	0,524	0,197	0,148	3400	767	1410	121	P	"Electrosila"	URSS	1953
1,19	0,97	0,285	0,174	1200	435	810	14	S	"Electrosila"	URSS	1964
—	1	0,25	—	455	—	—	3,97	P	BBG	Suiza	—
—	0,65	0,22	0,15	950	445	915	30,4	P	ASEA	Suecia	1955
—	1,753	0,565	0,398	2600	572,6	1080	100	P	"Electrosila"	URSS	1961
1,1	1,02	0,352	0,247	2000	566	1200	58	S	"Uralelektro-tiazhnash"	URSS	1960
—	1	0,32	0,2	—	600	—	22,5	S	"Alsthom"	Francia	1962
—	1	0,32	—	—	—	420	3	P	BBG	Suiza	1966
—	0,998	0,328	0,216	2100	700	1350	73	P	"Electrosila"	URSS	1966
—	0,75	0,28	0,2	—	300	550	—	P	ASEA	Suecia	1967
1,04	1,073	0,353	0,241	1400	654	1300	52	S	"Electrosila"	URSS	1960
0,627	1,672	0,472	0,34	—	—	1075	21,5	P	"Uralelektro-tiazhnash"	URSS	—
0,67	1,57	0,41	0,3	2600	884	1650	187	P	"Electrosila"	URSS	1965

con frecuencia  $f = 60$  Hz

2,74	—	0,23	0,188	1500	267	476	12,9	P	"General Electric"	Canada	1955
—	0,56	—	—	1370	—	—	20	P	"General Electric"	EE.UU.	1938
1,04	1,178	0,282	0,179	—	—	—	1,5	S	—	EE.UU.	1952
—	0,92	0,3	0,26	635	315	541	10,2	—	—	EE.UU.	—
2,4	0,49	0,21	—	910	500	908	18,6	—	"Westinghouse"	EE.UU.	1955
1,24	1,04	0,51	—	1600	—	—	28,8	P	AEI-EE	Inglaterra	1956
—	0,582	0,21	0,178	—	—	845	11,5	P	"Hitachi"	Japón	1956
1,1	—	—	—	—	307	600	13,2	P	"Westinghouse"	EE.UU.	—
—	1,132	0,286	0,202	430	290	516	2,77	S	AEI-EE	Inglaterra	1954
—	1,13	0,31	—	1563	—	—	25	P	"Westinghouse"	EE.UU.	1961
1,66	0,64	0,3	—	910	—	—	29,4	S	"Westinghouse"	EE.UU.	1941
1,1	1,07	0,282	0,195	—	—	—	1,82	—	—	—	1960
1,3	0,98	0,37	—	496	—	—	—	P	"General Electric"	Canada	1956
1,9	0,82	0,29	0,205	1060	442	767	26,1	P	"Siemens"	RFA	1961
—	1,2	0,36	—	—	—	—	2,84	P	AEI-EE	Inglaterra	1969
—	0,96	0,29	—	1107	—	—	47,5	P	"General Electric"	EE.UU.	1960

ga sobre la muñonera; S, P, H → tipos suspendido, de paraguas y horizontal.

## 1-7. Máquinas sincrónicas de alta frecuencia y especiales

En la actualidad las máquinas monofásicas con frecuencia de 500 hasta 15 000 Hz y con potencias de hasta varios centenares de kilovatios se utilizan para alimentar hornos de inducción para fundir metales, para el temple del acero por corriente de inducción y para calentar el metal durante los procesos de forja y estampado. En estas máquinas la inducción de una f.e.m. de alta frecuencia se logra con la pulsación del flujo magnético provocado por el desplazamiento relativo de los dientes del estator y del rotor. El devanado de corriente alterna y el devanado de excitación, alimentado con corriente continua, están situados en el estator; el rotor no tiene devanados. Para evitar la inducción de una f.e.m. de alta frecuencia en el devanado de excitación, se toman medidas para que el flujo magnético embragado con este devanado quede invariable durante el giro del rotor. Para hacer los sectores del circuito magnético con campo magnético pulsatorio se utilizan chapas finas de acero al silicio (0,2—0,3 mm).

En la fig. 1-17 está representado un alternador de alta frecuencia de hierro giratorio con devanado anular de excitación dispuesto entre dos paquetes del estator, armados de chapa de acero. En cada paquete del estator están arrollados los devanados de corriente alterna compuestos de bobinas que envuelven cada una de ellas un diente del estator. El rotor de esta máquina es de acero macizo con ranuras fresadas a lo largo de su eje. Los números de ranuras  $Z$  del estator y del rotor son iguales. En la fig. 1-17 la dirección de las líneas magnéticas del campo de excitación está representada con flechas. Con el desplazamiento de los dientes del rotor con

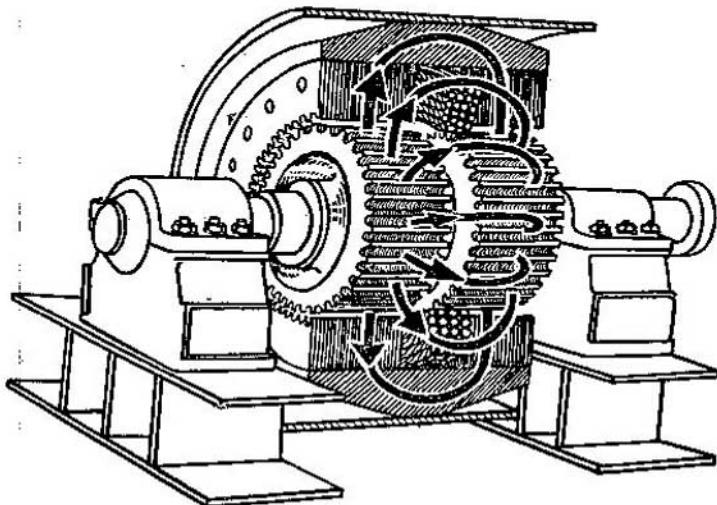


Fig. 1-17. Alternador de alta frecuencia de hierro giratorio (sin bobina excitadora en el estator)

respecto al estator el flujo en los dientes del estator pulsará con la frecuencia  $f = Zn$ , y en las bobinas del estator se inducirá una f.e.m. con esta misma frecuencia. Los dientes de un paquete del estator están desplazados con respecto a los dientes del otro paquete en la mitad de un paso dental. Gracias a esto la magnitud del flujo total no varía y en el devanado de excitación no se induce f.e.m.

Ultimamente se utilizan de nuevo las máquinas sincrónicas con polos de garras y con devanado de excitación en el estator, con torneado por corriente continua. Una serie de estas máquinas fueron diseñadas por la Academia de Ciencias de la RSS de Letonia [78].

#### 1-8. Elementos constructivos principales de las máquinas asíncronas sin colector

Aquí, ante todo, se tendrá en cuenta la máquina asíncrona trifásica sin colector, por ser la principal (en adelante la palabra "sin colector" se omitirá).

El estator de la máquina asíncrona trifásica es análogo al de una máquina sincrónica trifásica y, en él se coloca un devanado trifásico semejante, que se conecta a la red trifásica de corriente alterna.

El rotor de la máquina asíncrona representa un cuerpo cilíndrico compuesto de chapas de acero al silicio con ranuras para instalar el devanado. Se distinguen:

1. Las máquinas asíncronas con *rotor bobinado* (fig. 1-18, a). Estas tienen en su rotor un devanado hecho del mismo tipo que el devanado trifásico del estator. Los devanados de los rotores se conectan generalmente en estrella y sus terminales se sacan a través de anillos de colector y escobillas al exterior, al reóstato de arranque (fig. 1-18, b).

2. Las máquinas asíncronas con *rotor en controcircuito o de jaula de ardilla*. Estas se dividen en tres modificaciones principales: con rotor en simple jaula de ardilla; con rotor de grande reactancia, llamadas también de corrientes Foucault, y con rotor de doble jaula de ardilla. Estos tipos de máquinas difieren uno de otro por sus particularidades de arranque (cap. XXIII).

En las máquinas de simple jaula las ranuras del rotor, estampadas en el acero, tienen principalmente forma de óvalo con mayor o menor relación entre la altura de la ranura y su anchura (fig. 1-19). Las ranuras, cerradas por arriba con un puente fino de 0,4—0,5 mm de espesor, se rellenan de aluminio. Al mismo tiempo se funden por ambos extremos del rotor anillos de aluminio que cierran las barras fundidas en las ranuras. La jaula de ardilla fundida de aluminio, obtenida de este modo, va provista, por ambos lados contiguos a los anillos, de paletas para intensificar la ventilación.

A la izquierda de la fig. 1-20 está representada la forma de la ranura de un rotor de grande reactancia. La jaula está hecha de

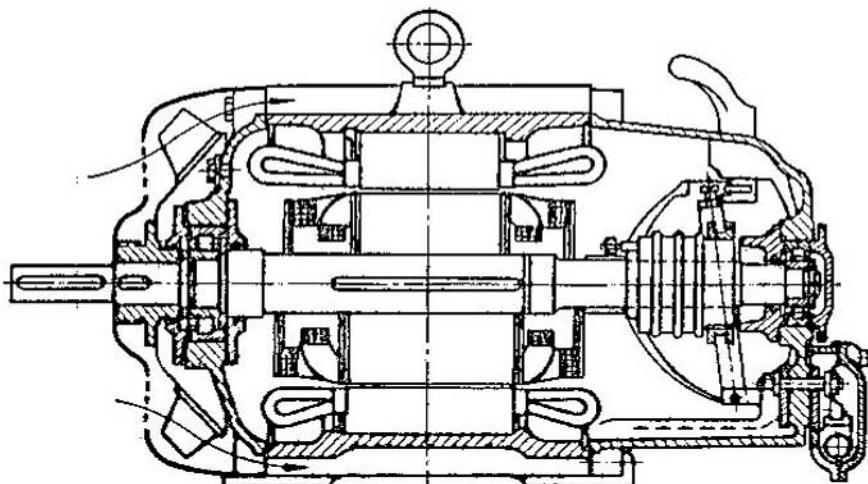


Fig. 1-18, a. Corte longitudinal de un motor asincrono con rotor de fase

barras de cobre con sección transversal rectangular, y los anillos de cortocircuito *A*, en la mayoría de los casos, están hechos de cinta de cobre en la que se fresan ranuras de acuerdo con las dimensiones de la barra. Las barras de la jaula se sueldan al anillo *A* con soldadura poco fusible.

El rotor de doble jaula tiene dos jaulas de ardilla: la superior *A* (fig. 1-21, *a*), con resistencia óhmica relativamente grande y pequeña inductancia, se hace de latón o de bronce especial y desempeña el papel de devanado de arranque cuando la máquina funciona como

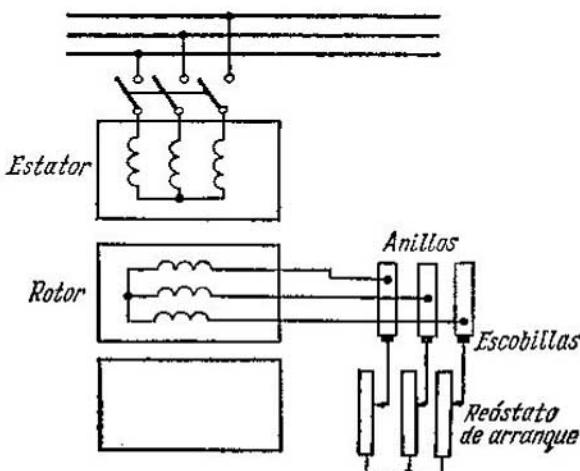


Fig. 1-18, b. Esquema de conexión de un motor asincrono con rotor de fase

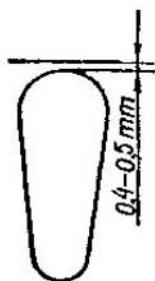


Fig. 1-19. Ranura cerrada de un rotor

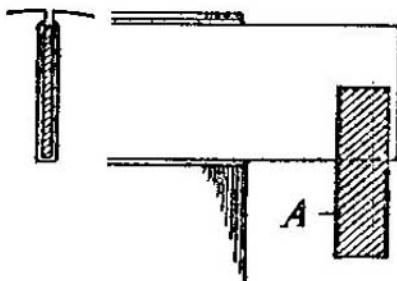


Fig. 1-20. Rotor de un motor de corrientes Foucault

motor; y la inferior  $T$  que, por el contrario, se hace de cobre con la menor resistencia óhmica posible y que es el devanado de trabajo del motor.

Las jaulas superior e inferior pueden tener ranuras redondas, o la superior puede tener ranuras redondas y la inferior rectangulares u ovales.

Los anillos de cortocircuito  $A'$  y  $A''$  se hacen para ambas jaulas, generalmente, de cobre.

En la fig. 1-21, *b* están representadas las formas de las ranuras y de los anillos en el caso cuando los devanados del rotor se hacen por medio de relleno de este último con aluminio. En este caso la hendidura entre las jaulas superior e inferior también se llena de aluminio y en total el motor representa un motor con ranura profunda pero con forma perfilada de ranura. Por eso esta forma de motor se puede considerar como una forma intermedia entre la de un motor de grande reactancia y la de un motor de doble jaula de ardilla.

Los rotores en cortocircuito se construyen también de otras muchas formas. Por ejemplo, la fábrica "Electrosila" utiliza exitosamente la ranura en forma de botella (fig. 1-22) con el debido perfil de las barras de cobre. Estos motores, por sus peculiari-

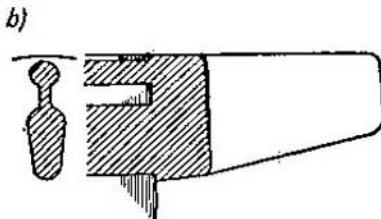
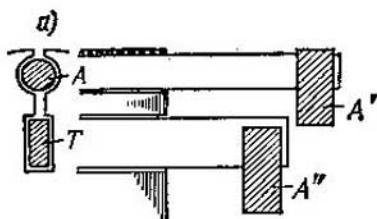


Fig. 1-21. Rotor de un motor de doble jaula de ardilla: *a*—con dos devanados;

*b*—con llenado de aluminio

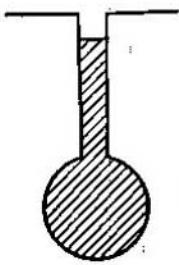


Fig. 1-22. Ranura en forma de botella

dades, son análogos a los motores de grande reactancia y de doble jaula.

1-9. *Principio de funcionamiento de una máquina asincrónica*

El funcionamiento de una máquina asincrónica se basa en el principio de la interacción electromagnética entre el campo magnético giratorio, creado por un sistema de corriente trifásica suministrada desde la red al devanado del estator, y las corrientes que se inducen en el devanado del rotor cuando el campo giratorio cruza sus hilos conductores. Así pues, el trabajo de la máquina asincrónica por su esencia física es semejante al funcionamiento de un transformador considerando el estator como devanado primario y el rotor como secundario que, en el caso general, puede girar a una velocidad  $n$ .

Cuando el campo giratorio tiene carácter sinusoidal su velocidad de rotación es:

$$n_1 = \frac{f}{p}$$

La interacción electromagnética entre ambas partes de la máquina asincrónica (sin colector) sólo es posible cuando las velocidades del campo giratorio ( $n_1$ ) y del rotor ( $n$ ) son distintas, es decir, a condición de que  $n \neq n_1$ , puesto que si  $n = n_1$ , el campo sería inmóvil con respecto al rotor y en el devanado del rotor no se induciría corriente alguna.

La relación

$$s = \frac{n_1 - n}{n_1} \text{ o bien } s = \frac{n_1 - n}{n_1} 100\%, \quad (1-3)$$

se denomina *resbalamiento* de la máquina asincrónica.

#### 1-10. *Régimenes de funcionamiento de la máquina asincrónica*

Según cual sea la relación entre las velocidades  $n_1$  y  $n$  la máquina asincrónica puede funcionar en: a) régimen de motor, b) régimen de generador y c) régimen de freno electromagnético. Analicemos brevemente las particularidades de cada uno de estos regímenes.

**A. Funcionamiento de la máquina asincrónica en régimen de motor.** Supongamos que al conectar el estator a una red de corriente trifásica hemos dejado el circuito del rotor abierto; en este caso  $n = 0$  y la máquina asincrónica representará un transformador en régimen

de marcha en vacío. El campo magnético del estator gira con respecto al rotor a una velocidad  $n_1$ , e induce en el devanado del rotor una f.e.m.  $E_2$  que tiene la misma frecuencia  $f$  que la red y de dirección determinada por la regla de la palma de la mano derecha (fig. 1-23, a).

Si ahora cerramos el circuito del rotor, circulará por el devanado del rotor una corriente  $I_2$ , cuya componente activa coincide en sentido con el de la f.e.m.  $E_2$ . Como resultado de la interacción del flujo creado por esta corriente (líneas de trazo en la fig. 1-23, a) con el flujo del estator se formará el flujo resultante representado en la fig. 1-23, b. Se ve que, en estas condiciones, la fuerza  $F_0$ , aplicada al hilo conductor  $a$ , crea en el árbol de la máquina un momento que tiende a girar el rotor en el sentido de giro del flujo. El conjunto de los momentos creados por cada hilo conductor forma el momento de rotación resultante  $M$  de la máquina; si este momento es mayor que el par de frenado en el árbol, el rotor comenzará a girar y adquirirá una cierta velocidad  $n$ . En este caso la energía eléctrica aplicada al estator desde la red se convierte en energía mecánica en el árbol, es decir, la máquina funcionará como motor.

La velocidad  $n$  del motor depende de la carga ¡del último!. Durante la marcha en vacío la velocidad  $n$  es casi igual a  $n_1$ , pero no la alcanzará nunca puesto que si fuera  $n = n_1$  entonces la máquina no podría funcionar como motor.

Así pues, la máquina asincrónica funciona como motor cuando la velocidad se halla entre los límites de  $n = 0$  hasta  $n = n_1$ , es decir, cuando los resbalamientos son desde  $s = +1$  hasta  $s = 0$ .

**B. Funcionamiento de la máquina asincrónica en régimen de generador.** Supongamos que con un motor primario se acelere el rotor de la máquina asincrónica de tal modo que  $n$  resulte mayor que  $n_1$ . En este caso el resbalamiento se hace negativo y el sentido de rotación del flujo con respecto al rotor cambia por el contrario al sentido que tenía la máquina cuando funcionaba como motor. En correspondencia con esto cambia el sentido de la f.e.m. y de la corriente en el hilo conductor  $a$  y también el signo del momento

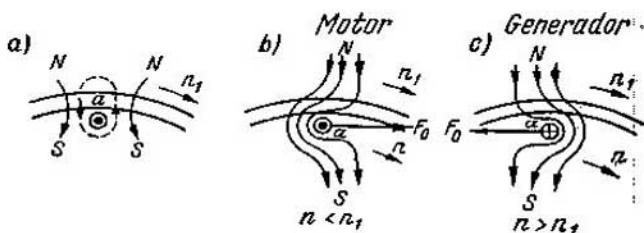


Fig. 1-23. Principios de funcionamiento de una máquina asincrónica en regímenes de motor y de generador

en el árbol (fig. 1-23, c). Por consiguiente, el momento desarrollado por la máquina asíncrona se convierte en par de frenado con respecto al momento de rotación del motor primario. En estas condiciones la máquina asíncrona funciona como generador convirtiendo la energía mecánica, aplicada a ella desde el árbol del motor primario, en energía eléctrica, que ésta entrega a la red.

Teóricamente el rotor puede ser acelerado con respecto al flujo giratorio en cualesquiera límites. Por consiguiente, cuando la máquina asíncrona funciona como generador el resbalamiento se encuentra entre los límites de  $s = 0$  hasta  $s = -\infty$ .

En la práctica el paso del régimen de funcionamiento como motor al de funcionamiento como generador es posible, por ejemplo, al bajar la carga de una grúa, durante la marcha de un tren cuesta abajo, etc.

**C. Funcionamiento de la máquina asíncrona en régimen de freno electromagnético.** Supongamos que bajo la acción de algún factor exterior el rotor de la máquina asíncrona comienza a girar en sentido contrario al del flujo magnético. En este caso a la máquina asíncrona se le aplica energía desde dos fuentes: energía eléctrica desde la red y energía mecánica desde el motor primario. Este régimen de funcionamiento se llama régimen de freno electromagnético. Este comienza cuando  $n = 0$  y teóricamente puede continuar hasta que  $n = -\infty$ . Por consiguiente, cuando la máquina asíncrona funciona en régimen de freno el resbalamiento se encuentra dentro de los límites de  $s = +1$  hasta  $s = n_1 - (-\infty)/n_1 = +\infty$ .

En la práctica el funcionamiento en régimen de freno electromagnético se utiliza generalmente en las máquinas de elevación y transporte para bajar la carga.

### 1-11. Relaciones principales. Momento electromagnético de una máquina asíncrona

En la máquina asíncrona el rotor gira con respecto al campo magnético a una velocidad igual a  $n_1 - n$ . Por eso las f.e.m. inducidas en el rotor tienen una frecuencia de resbalamiento igual a:

$$f_2 = p(n_1 - n) = pn_1 \frac{n_1 - n}{n_1} = fs. \quad (1-4)$$

Consideraremos que en el entrehierro de la máquina el flujo magnético resultante es constante ( $\Phi = \text{const}$ ). Sea  $E_2$  la f.e.m. inducida en el devanado del rotor y  $x_2 = 2\pi fL_2$ , la inductancia de dispersión del devanado cuando el rotor está inmóvil, es decir, cuando el resbalamiento  $s = 1$ . Entonces, al girar el rotor, es decir, cuando el resbalamiento es igual a  $s$ , tenemos:

$$E_{2s} = E_2 \frac{l_2}{l} = E_2 s \quad (1-5)$$

$$y \quad x_{2s} = x_2 \frac{f_2}{f} = x_2 s. \quad (1-6)$$

Por consiguiente,

$$I_2 = \frac{E_{2s}}{\sqrt{r_2^2 + (x_2 s)^2}} \quad (1-7a)$$

y

$$\cos \psi_2 = \frac{r_2}{z_2} = \frac{r_2}{\sqrt{r_2^2 + (x_2 s)^2}}, \quad (1-7b)$$

donde  $r_2$  es la resistencia óhmica del devanado del rotor y  $\psi_2$ , el ángulo de desplazamiento entre la f.e.m.  $E_{2s}$  y la corriente  $I_2$ .

En el árbol de la máquina asincrónica el momento electromagnético  $M$  se crea como resultado de la interacción del flujo  $\Phi$ , que, según los datos, se considera constante, y la componente activa de la corriente  $I_2 \cos \psi_2$  en el devanado del rotor. Así pues,

$$M = k \frac{E_{2s}}{\sqrt{r_2^2 + (x_2 s)^2}} \frac{r_2}{\sqrt{r_2^2 + (x_2 s)^2}} = k \frac{E_{2s} r_2}{r_2^2 + (x_2 s)^2}, \quad (1-8)$$

donde  $k$  es el factor de proporcionalidad.

De la fórmula (1-8) se deduce que el momento  $M$  de la máquina asincrónica es positivo, o sea, de rotación, cuando  $s > 0$  (motor y freno electromagnético) y negativo, es decir, de frenado, cuando  $s < 0$  (generador). Cuando  $s = 0$  y  $s = \pm \infty$  el momento  $M = 0$ . El resbalamiento  $s = s_m$ , correspondiente al valor máximo del momento  $M = M_m$ , se determina resolviendo la ecuación:

$$\frac{dM}{ds} = k E_2 \frac{r_2 [r_2^2 + (x_2 s)^2] - sr_2 2s x_2^2}{[r_2^2 + (x_2 s)^2]^2} = 0.$$

De aquí se obtiene:

$$s_m = \pm \frac{r_2}{x_2}. \quad (1-9)$$

Sustituyendo este valor de  $s_m$  en la ecuación (1-8), tenemos:

$$M_m = \pm k \frac{E_2}{2x_2}. \quad (1-10)$$

Así pues, la magnitud del momento máximo no depende de la resistencia óhmica del rotor  $r_2$ ; de ésta sólo depende el resbalamiento  $s_m$  con el cual el momento alcanza su valor máximo.

En la fig. 1-24 viene dado el momento  $M$  en función del resbalamiento  $s$  [ $M = f(s)$ ] para  $x_2 = \text{const}$  y para diferentes valores de la resistencia óhmica  $r_2$  del rotor. En la tercera parte se expone más detalladamente la teoría de la máquina asincrónica.

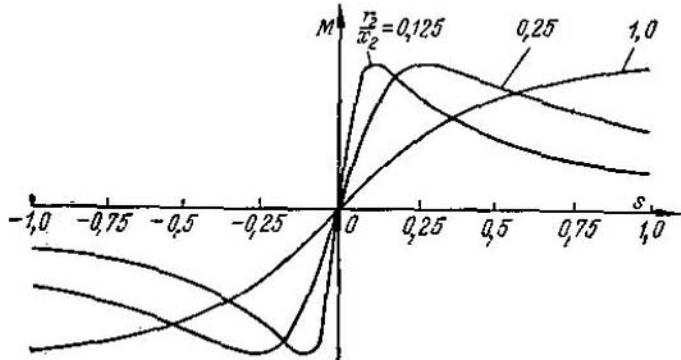


Fig. 1-24. Gráfico del momento de rotación de una máquina asincrónica en función del resbalamiento para diferentes valores de la resistencia óhmica del circuito de rotor

### 1-12. Principio del montaje de los devanados de las máquinas de corriente alterna

En la actualidad en las máquinas de corriente alterna se utilizan principalmente devanados de dos capas que tienen mucho de común con los devanados de dos capas que se utilizan en los inducidos de las máquinas de corriente continua y que por eso pueden ser montados partiendo de dos devanados del inducido de las máquinas de corriente continua.

En el primer tomo, en el cap. III, se analizaron los polígonos potenciales de los devanados del inducido de las máquinas de corriente continua, obtenidos como resultado de una adición geométrica sucesiva de los vectores del armónico fundamental de f.e.m. de todas las secciones en orden de su sucesión por el circuito del devanado cerrado en sí mismo. Cuando la cantidad de ranuras y secciones es bastante grande (teóricamente, infinitamente grande) el polígono potencial se convierte en una circunferencia o (cuando el devanado del inducido de corriente continua tiene  $2a$  derivaciones paralelas) en  $a$  circunferencias sobreuestas una sobre otra, correspondiendo a cada sector de la circunferencia un determinado sector del devanado cerrado en sí mismo.

Partiendo de esta hipótesis no es difícil de ver que el devanado de corriente alterna se puede obtener muy fácilmente de un devanado ordinario cerrado de dos capas de corriente continua, si en cada uno de sus sectores, que compone el polígono potencial total, se hace un número de derivaciones correspondiente al número de fases de la máquina. Los puntos de igual potencial de las derivaciones deben conectarse uno con otro y entonces cada fase tendrá un número  $a$  de derivaciones paralelas igual al número de pares de derivaciones paralelas del devanado inicial de corriente continua.

En la fig. 1-25, a está representada la circunferencia potencial de un devanado de corriente continua y se muestra el esquema

principal de conexión de los anillos de contacto a una rama del sistema trifásico. Este devanado se utiliza en las comutatrices, ya que en estas máquinas el devanado del inducido debe estar montado como un devanado cerrado de corriente continua, conectado por un lado con el colector y por otro con los anillos de contacto (cap. XVII).

Un devanado semejante a éste es el del inducido de una máquina de colector trifásica de corriente alterna con la sola diferencia de que este devanado está dividido en trozos, correspondientes a diferentes fases, no por tomas, conectadas a los anillos de contacto, sino por escobillas colocadas sobre el colector (fig. 1-25, b).

En la fig. 1-25, a y b los lados del triángulo ABC representan simultáneamente las tensiones de fase y de la línea del devanado, ya que los devanados de fase están conectados en triángulo.

En la fig. 1-25, a y b la longitud AB del arco de circunferencia entre los puntos contiguos de conexión corresponde a la suma algebraica de las f.e.m. de un sector dado o de una fase de devanado, y la correspondiente cuerda AB corresponderá a su suma geométrica, que representa la tensión entre los anillos o escobillas A y B.

La medida de utilización de un devanado es la relación de la suma geométrica de las f.e.m. de las secciones de la fase de los devanados a la suma algebraica de estas mismas f.e.m. que lleva el nombre de factor de distribución del devanado. En este caso para  $m=3$  y un número bastante grande de ranuras, tenemos:

$$k_{dis\infty} = \frac{\text{cuerda } AB}{\text{arco } AB} = \frac{R\sqrt{3}}{\frac{1}{3}2\pi R} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} = 0,827.$$

En el caso general, cuando la máquina tiene  $m$  fases (fig. 1-25, c) y un gran número de ranuras

$$k_{dis\infty} = \frac{2R \operatorname{sen} \frac{\pi}{m}}{\frac{1}{m} 2\pi R} = \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{m}}{\frac{\pi}{m}}. \quad (1-11)$$

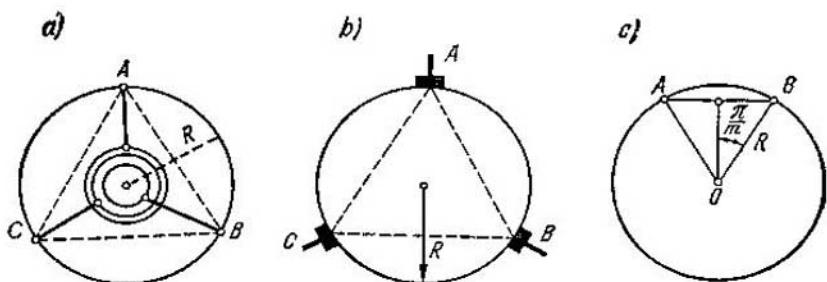


Fig. 1-25. Principio de obtención de un devanado trifásico de un devanado cerrado del inducido de una máquina de corriente continua

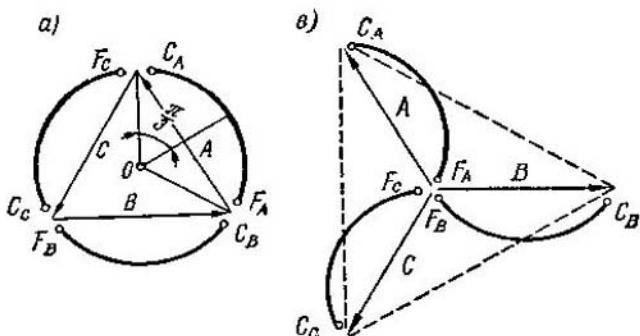


Fig. 1-26. Principio de obtención de un devanado trifásico con zona de fase de  $120^\circ$  de un devanado cortado del inducido de una máquina de corriente continua

En particular, cuando  $m=6$ , tenemos:

$$k_{dis \infty} = \frac{6 \operatorname{sen} 30^\circ}{\pi} = \frac{3}{\pi} = 0,955.$$

Así pues, en el caso de devanado trifásico la f.e.m. de una fase disminuye en un 17,3% en comparación con la suma algebraica de las f.e.m. de los elementos de una fase del devanado, y cuando el devanado es hexafásico, sólo disminuye en un 4,5%. Por eso, a veces, los inducidos de las máquinas de colector polifásicas y de los convertidores de un inducido se hacen hexafásicos.

Cortando el devanado del inducido de corriente continua en tres partes (fig. 1-26, a) y suponiendo que  $2a=2$ , los devanados de fase de la fig. 1-25, a pueden conectarse en estrella. En este caso la tensión de línea aumentará en  $\sqrt{3}$  veces (aquí se tiene en cuenta sólo la armónica fundamental), pero la utilización del devanado y la magnitud de su factor de distribución quedan los mismos, es decir,  $k_{dis \infty} = 0,827$  (fig. 1-26, b).

Los mejores resultados los proporcionan los devanados trifásicos basados en la división del polígono de f.e.m. en seis zonas (fig. 1-27, a). Para que las f.e.m. de las semifases opuestas (por ejemplo  $A$  y  $X$ ) actúen por el circuito en una misma dirección, hay que unir el final de la semifase  $A$  con el final de la semifase  $X$  (fig. 1-27, b). Cuando el devanado está uniformemente distribuido (número de ranuras  $Z=\infty$ ) se obtiene un factor de distribución igual a

$$k_{dis \infty} = \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{6}}{\frac{\pi}{6}} = \frac{3}{\pi} = 0,955.$$

Aquí se ve que el devanado con zona de fase de  $60^\circ$  tiene  $0,955/0,827 = 1,15$  veces, es decir, un 15%, mejor utilización del cobre que el devanado con zona de fase de  $120^\circ$ . Asimismo el de-

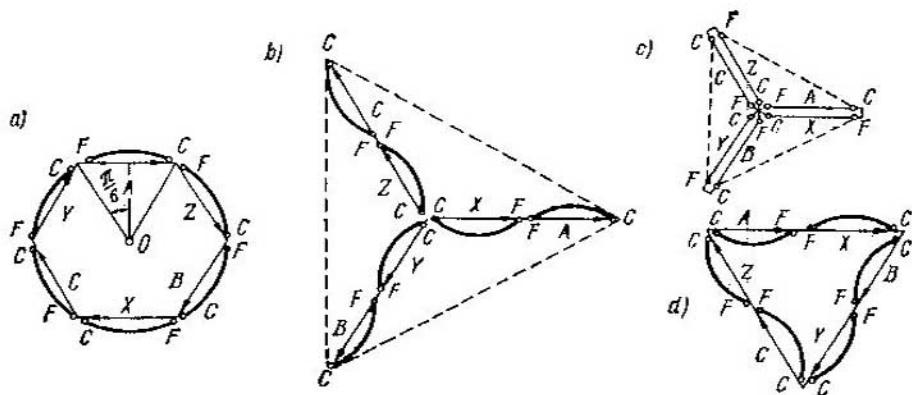


Fig. 1-27. Principio de obtención de un devanado trifásico con una zona de fase de  $60^\circ$  de un devanado cortado del inducido de una máquina de corriente continua

vanado con zona de  $60^\circ$  permite formar en cada uno de los sectores, que componen los polígonos de f.e.m., dos grupos paralelos conectando en paralelo el comienzo y el final de una semifase con el final y el comienzo de la correspondiente semifase (fig. 1-27, c). De esta misma manera se pueden conectar las semifases en triángulo (fig. 1-27, d).

El devanado real se hace con un número finito de ranuras Z. Para que en este caso todas las semifases del devanado con zona de  $60^\circ$  sean iguales y se pueda obtener fácilmente un devanado simétrico, el número de fases por zona, es decir, el número de ranuras por polo y fase

$$q = \frac{Z}{2pm} \quad (1-12)$$

debe ser un número entero (n.e.). Estos devanados son los más difundidos y se llaman devanados congruentes. Más adelante se tendrán en cuenta ante todo estos devanados. Los devanados con un número q fraccionario (devanados no congruentes) se estudian especialmente (§ 3-6).

El devanado está compuesto de bobinas hechas del mismo tipo que las secciones del devanado del inducido de una máquina de corriente continua. En el caso general, la bobina puede estar compuesta de varias espiras conectadas en serie con aislamiento común con respecto al cuerpo. Cada zona de  $60^\circ$  incluye en sí un grupo de bobinas unidas en serie. En una fase se conectan los grupos de bobinas desplazados uno del otro en 180 grados eléctricos a lo largo de la circunferencia del inducido. El número de grupos de bobinas en cada fase de los devanados de este tipo, obtenidos de los devanados de inducido de dos capas de corriente continua, es igual al número de polos  $2p$ . Estos grupos pueden estar conectados en serie o en paralelo según el principio analizado anteriormente.

## CAPÍTULO II

### FUERZAS ELECTROMOTRICES EN LOS DEVANADOS DE LAS MÁQUINAS DE CORRIENTE ALTERNA

#### 2-1. *Características principales de las f.e.m. de corriente alterna*

La f.e.m. de corriente alterna se caracteriza por los tres parámetros principales siguientes: a) la magnitud, b) la frecuencia y c) la forma de la curva.

La obtención de una f.e.m. de la magnitud y frecuencia necesarias es relativamente fácil; es más difícil la creación de una f.e.m. de la forma dada. Generalmente se exige que la f.e.m. de una máquina destinada para trabajar en instalaciones de tipo industrial sea prácticamente sinusoidal. Esto se refiere especialmente a los generadores puesto que los armónicos superiores de f.e.m. influyen perjudicialmente no sólo sobre el generador y sobre la mayoría de los receptores, provocando en ellos un aumento de las pérdidas, sino también sobre las líneas de transmisión, contribuyendo a la aparición de sobretensiones en distintos sectores de éstas y ejerciendo acción inductiva sobre las líneas próximas de corriente de bajo amperaje.

Analicemos el problema de la f.e.m. de un devanado de corriente alterna en el ejemplo de una máquina sincrónica, comenzando con el análisis del caso más simple.

#### 2-2. *F.e.m. de un conductor*

Coloquemos el conductor *a* en el estator, y las zapatas polares de los polos, en el rotor paralelamente al eje de la máquina (fig. 2-1). Excitemos la máquina y pongámosla en rotación a una velocidad de  $n = \text{const}$ . Entonces, el valor instantáneo de la f.e.m. inducida en el conductor *a* será

$$e_{\text{con}} = B_x lv, \quad (2-1)$$

donde  $B_x$  es el valor de la inducción magnética en el sitio donde se halla el conductor para el instante dado.

Así pues, el carácter de variación con el tiempo de la f.e.m. inducida en el conductor o, con otras palabras, la forma de la curva de f.e.m. del conductor en función del tiempo corresponde exacta-

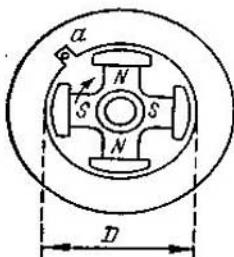


Fig. 2-1. F.e.m. en un conductor

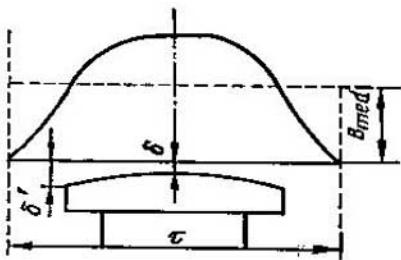


Fig. 2-2. Distribución de la inducción en el entrehierro en un paso polar

mente a la curva de distribución de la inducción magnética en el entrehierro por la circunferencia del inducido. Para aproximar la curva de f.e.m. a una sinusoide hay que crear un campo con tal forma de la curva con la que el contenido de armónicos superiores en ella sea mínimo. Para ello las máquinas sincrónicas de polos salientes se hacen con un entrehierro irregular por la circunferencia del polo. Generalmente la zapata polar se describe con un radio de tal magnitud que el entrehierro  $\delta'$ , bajo las aristas del polo sea 1,5-2 veces mayor que el entrehierro  $\delta$  bajo el medio del polo (fig. 2-2). Para este mismo fin en las máquinas de polos interiores la relación de la parte arrollada del rotor a su paso polar se toma aproximadamente igual a 0,75.

El recorrido de la distancia interpolar doble  $2\tau$  por el conductor corresponde a un período completo  $T$  de la f.e.m. en el tiempo por lo tanto, el valor eficaz de la f.e.m. del conductor será:

$$E_{\text{con}} = \sqrt{\frac{2}{T} \int_0^{T/2} e_{\text{con}}^2 dt} = Iv \sqrt{\frac{2}{T} \int_0^{T/2} B_x^2 dt}, \quad (2-2)$$

donde el factor

$$B = \sqrt{\frac{2}{T} \int_0^{T/2} B_x^2 dt}$$

representa el valor eficaz de la inducción.

La velocidad circunferencial del rotor es igual a

$$v = \pi D n = \frac{2\pi D}{2p} pn = 2\tau f.$$

Designemos la relación de los valores eficaz y medio  $B$  y  $B_{\text{med}}$  por el factor de forma de la curva del campo

$$k_e = B/B_{\text{med}} \quad (2-3)$$

y sustituymos  $v = 2\tau f$ . Entonces, teniendo en cuenta que el flujo total de un polo es igual a:

$$\Phi = \tau l B_{\text{med}},$$

obtenemos:

$$E_{\text{con}} = l2\tau f k_e B_{\text{med}} = 2k_e \Phi f. \quad (2-4)$$

Para la curva sinusoidal del campo

$$k_e = \frac{\pi}{2\sqrt{2}} = 1,11,$$

por eso para el caso dado

$$E_{\text{con}} = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \Phi f = 2,22 \Phi f. \quad (2-5)$$

Determinemos el valor eficaz de la f.e.m. del conductor en el caso general cuando la distribución del campo por la circunferencia del inducido no es sinusoidal.

Consideraremos que la curva de inducción es simétrica con respecto al eje de abscisas y también con respecto al eje del polo *ab* y *cd* (fig. 2-3, a). En este caso la curva de inducción contiene, además del primer armónico o armónico fundamental, armónicos superiores de orden sólo impar:  $v = 3, 5, \dots$ , es decir,  $v = 2k \pm 1$ , y todos los armónicos cruzan el eje de abscisas en los puntos comunes *A*, *D*, etc.

Como los armónicos de inducción se distribuyen por la circunferencia del inducido los llamaremos espaciales. El primer armónico de inducción tiene una amplitud  $B_{m1}$  y un paso polar  $\tau$ , correspondiente al número real de pares de polos  $p$ ; los armónicos superiores tienen amplitudes  $B_{ms}$ ,  $B_{m3}$ , ...,  $B_{mv}$  y pasos polares  $\tau/3, \tau/5, \dots, \tau/v$  según los números de sus "pares de polos"  $3p, 5p, \dots, vp$  (fig. 2-3, b, c).

Cada armónico de inducción determina su respectivo armónico de flujo, es decir:

$$\Phi_1 = \tau l B_{\text{med} 1} = \frac{2}{\pi} \tau l B_{m1}; \quad (2-6, a)$$

$$\Phi_3 = \frac{\tau}{3} l B_{\text{med} 3} = \frac{2}{\pi} \frac{\tau}{3} l B_{m3}; \quad (2-6, b)$$

$$\dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2-6, c)$$

Como los armónicos de inducción del campo de los polos de una máquina sincrónica son inmóviles con respecto al polo, todos ellos giran con la misma velocidad  $n$  que el rotor. Por eso la frecuencia de la f.e.m. inducida en un conductor por cada armónico de flujo, será:

$$f_1 = pn; f_3 = 3pn; \dots; f_v = vp. \quad (2-7)$$

Correspondientemente a la fórmula (2.5) tenemos:

$$E_{\text{con}1} = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \Phi_1 f_1 = \sqrt{2} \tau l B_{m1} f_1; \quad (2.8, a)$$

$$E_{\text{con}3} = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \Phi_3 f_3 = \sqrt{2} \frac{\tau}{3} l B_{m3} 3f_1 = \sqrt{2} \tau l B_{m3} f_1; \quad (2.8, b)$$

• • • • • • • • • • • • • • • •

$$E_{\text{con}v} = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \Phi_v f_v = \sqrt{2} \frac{\tau}{v} l B_{mv} v f_1 = \sqrt{2} \tau l B_{mv} f_1. \quad (2.8, c)$$

El valor eficaz de la f.e.m. resultante de un conductor será:  
 $E_{\text{con}} = \sqrt{E_{\text{con}1}^2 + E_{\text{con}3}^2 + \dots + E_{\text{con}v}^2 + \dots} =$

$$\begin{aligned} &= E_{\text{con}1} \sqrt{1 + \left(\frac{E_{\text{con}3}}{E_{\text{con}1}}\right)^2 + \dots + \left(\frac{E_{\text{con}v}}{E_{\text{con}1}}\right)^2 + \dots} = \\ &= E_{\text{con}1} \sqrt{1 + \left(\frac{B_{m3}}{B_{m1}}\right)^2 + \dots + \left(\frac{B_{mv}}{B_{m1}}\right)^2 + \dots} = \\ &= \frac{\pi}{\sqrt{2}} \Phi_1 f_1 \sqrt{1 + k_{B3}^2 + \dots + k_{Bv}^2 + \dots}, \end{aligned} \quad (2.9)$$

donde los coeficientes

$$k_{B3} = \frac{B_{m3}}{B_{m1}}, \dots, \quad k_{Bv} = \frac{B_{mv}}{B_{m1}}$$

representan las relaciones de las amplitudes de los armónicos superiores de inducción  $B_{m3}$ , ...,  $B_{mv}$  a la amplitud de la onda fundamental de inducción  $B_{m1}$ .

Como al flujo de una semionda de inducción del armónico fundamental del campo se le añade o se le quita el flujo de una semionda del campo del armónico superior (fig. 2.3 a), entonces el flujo total  $\Phi$  por polo se expresa por la siguiente suma algebraica:

$$\begin{aligned} \Phi &= \Phi_1 \pm \Phi_3 \pm \dots \pm \Phi_v \pm \dots = \\ &= \Phi_1 \left( 1 \pm \frac{\Phi_3}{\Phi_1} \pm \dots \pm \frac{\Phi_v}{\Phi_1} \pm \dots \right) = \\ &= \Phi_1 \left( 1 \pm \frac{B_{m3}}{3B_{m1}} \pm \dots \pm \frac{B_{mv}}{vB_{m1}} \pm \dots \right) = \\ &= \Phi_1 \left( 1 \pm \frac{1}{3} k_{B3} \pm \dots \pm \frac{1}{v} k_{Bv} \pm \dots \right) = \Phi_1 k_f, \end{aligned} \quad (2.10)$$

donde  $k_f$  es el factor de forma del campo. De aquí obtenemos para la f.e.m. del conductor

$$E_{\text{con}} = \frac{\pi}{\sqrt{2}} \Phi_1 f_1 \frac{\sqrt{1 + k_{B3}^2 + \dots + k_{Bv}^2 + \dots}}{1 \pm \frac{1}{3} k_{B3} \pm \dots \pm \frac{1}{v} k_{Bv} \pm \dots}. \quad (2.11)$$

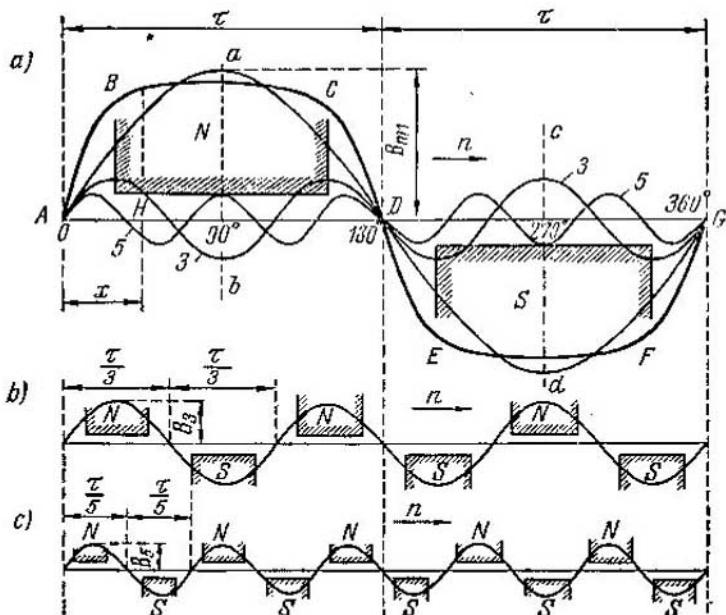


Fig. 2-3. Distribución de la inducción debajo del polo:

a—descomposición de la curva de inducción en armónicos; b y c—modelos de rotores que crean el tercero y el quinto armónico de inducción

Con un simple cálculo no es difícil convencerse que aun en el caso cuando los armónicos superiores de inducción están expresados bastante fuertemente éstos influyen relativamente poco en la magnitud  $E_{\text{con}}$ , pero, al mismo tiempo, influyen directamente sobre la forma de la curva de f.e.m. del conductor y por eso la deforman fuertemente.

### 2-3. F.e.m. de una espira y de un devanado concentrado con paso entero (diametral)

En la fig. 2-4 está representada una espira con paso entero  $y = \tau$ . Según se demostró en el primer tomo de este libro la f.e.m. de esta espira se obtiene como resultado de la sustracción geométrica de los vectores de f.e.m.  $E'_{\text{con}}$  y  $E''_{\text{con}}$  inducidas en cada conductor de la espira ( $I'$  y  $I''$  respectivamente). Por consiguiente, el valor eficaz de la f.e.m. de una espira con paso entero será:

$$E_{\text{esp}} = 2E_{\text{con}}. \quad (2-12)$$

En el caso general se puede arrollar una bobina conectando en serie  $w_{\text{bob}}$  espiras. Si la máquina tiene  $p$  pares de polos y si colocamos debajo de cada par de polos una bobina como ésta y la disponemos con respecto a los polos así mismo, entonces, conectando

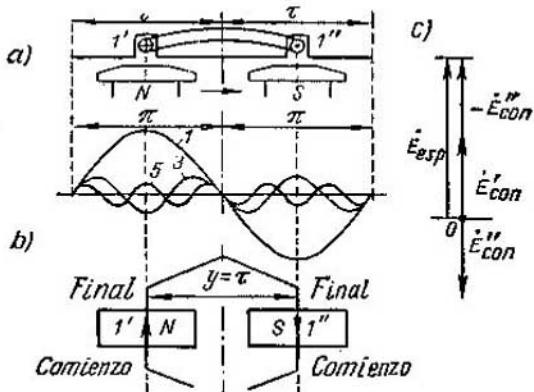


Fig. 2-4. F.e.m. de una espira cuando  $y=r$

todas las bobinas en serie formaremos el así llamado devanado concentrado ( $q=1$ ) compuesto de  $w=w_{\text{bob}}p$  espiras conectadas en serie. Por consiguiente, la f.e.m. de este devanado será igual a:

$$E = 2E_{\text{con}}w_{\text{bob}}p = \frac{2\pi}{V^2} \Phi_1 w f_1 \sqrt{1+k_{B3}^2 + \dots + k_{Bv}^2} = \\ = \frac{2\pi}{V^2} \Phi w f_1 \frac{\sqrt{1+k_{B3}^2 + \dots + k_{Bv}^2}}{1 \pm \frac{1}{3} k_{B3} \pm \dots \pm \frac{1}{v} k_{Bv} + \dots} \quad (2-13)$$

La f.e.m. de este devanado no se diferencia por su forma de la f.e.m. de un conductor.

#### 2-4. F.e.m. de un devanado repartido con paso entero

**A. Primer armónico de f.e.m.** El devanado, generalmente, no se hace concentrado ( $q=1$ ), sino repartido ( $q>1$ ), es decir, el número necesario de espiras que debe haber debajo de cada par de polos no está incluido en una sola bobina, sino que está distribuido por varias bobinas conectadas en serie y dispuestas en  $q$  ranuras contiguas. Tal elemento de  $q$  bobinas se llama grupo de bobinas.

Supongamos que el número de ranuras en cada paso polar es igual a  $Q=6$  (fig. 2-5). En este caso se ha tomado un grupo de bobinas compuesto por 4 bobinas con paso entero ( $y=r$ ); debajo de cada polo se encuentran 4 ranuras ( $q=4$ ). Todas las  $q$  bobinas están conectadas entre sí en serie de tal modo que al final de cualquier bobina se conecta el comienzo de la siguiente.

Para el primer armónico el ángulo de desplazamiento entre dos ranuras contiguas  $y$ , y, por lo tanto, entre los bobinas vecinas, será:

$$\gamma = \frac{\pi}{Q} = \frac{180^\circ}{6} = 30^\circ.$$

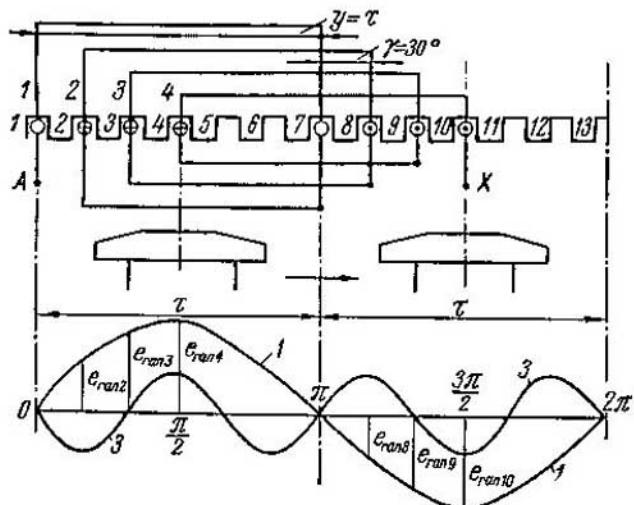


Fig. 2-5. F.e.m. de un devanado repartido con paso  $y = \tau$

Dado que en el instante en cuestión la bobina 1 se encuentra en el neutro, entonces, los valores instantáneos de las f.e.m. inducidas en las bobinas 1, 2, 3 y 4, serán:

$$\begin{aligned} e_{\text{bob.1}} &= E_{\text{bob.m}} \sin 0^\circ = 0; \quad e_{\text{bob.2}} = E_{\text{bob.m}} \sin \gamma = \\ &= E_{\text{bob.m}} \sin 30^\circ; \quad e_{\text{bob.3}} = E_{\text{bob.m}} \sin 2\gamma = \\ &= E_{\text{bob.m}} \sin 60^\circ; \quad e_{\text{bob.4}} = E_{\text{bob.m}} \sin 3\gamma = E_{\text{bob.m}} \sin 90^\circ. \end{aligned}$$

Estas f.e.m. están representadas en la fig. 2-6, a por cuatro vectores, cada cual representa el valor máximo de la f.e.m. de una bobina o, variando correspondientemente la escala, su valor eficaz  $E_{\text{bob}}$ . En este caso cada vector está desplazado con respecto a su vector contiguo en un ángulo de  $\gamma = 30^\circ$ .

Sumando geométricamente estos cuatro vectores obtenemos una parte del polígono regular OABCD (fig. 2-6, b) cuya resultante  $OD$

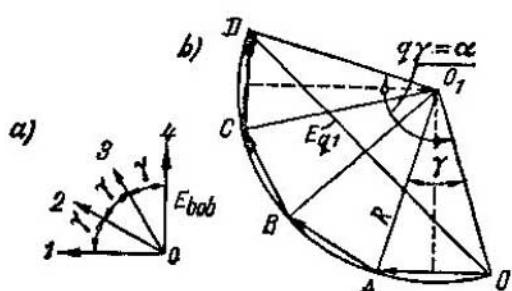


Fig 2-6. Estrella y polígono de f.e.m. de las bobinas representadas en la fig. 2-5

proporciona el valor eficaz de la f.e.m. resultante de cuatro bobinas. La proyección de la resultante  $OD$  sobre el eje de ordenadas da el valor instantáneo de esta f.e.m. correspondiente a la disposición de las ranuras 1, 2, 3 y 4 con respecto al polo en la fig. 2-5. En otros instantes el polígono de f.e.m. ocupará otras posiciones girando

con respecto al centro  $O_1$  en sentido contrario a las agujas del reloj y con una frecuencia angular de  $\omega = 2\pi f$ .

Para determinar  $E_{q1} = OD$ , hallamos (fig. 2-6, b) el centro  $O_1$  de la circunferencia circunscrita al polígono. El radio de esta circunferencia determinado por el triángulo isósceles  $OO_1A$  con ángulo central  $\gamma$ , será:

$$R = \frac{E_{\text{bob}}}{2 \operatorname{sen} \frac{\gamma}{2}}.$$

Entonces  $E_{q1} = OD$  se determinará del triángulo isósceles  $OO_1D$  con ángulo  $q\gamma$  en el vértice  $O_1$ , a saber:

$$E_{q1} = 2R \operatorname{sen} \frac{q\gamma}{2} = E_{\text{bob}} \frac{\operatorname{sen} \frac{q\gamma}{2}}{\operatorname{sen} \frac{\gamma}{2}}.$$

Si todas las partes activas de las bobinas estuvieran concentradas en una ranura, entonces la f.e.m. sería igual a  $qE_{\text{bob}}$ . Así, la relación de la suma geométrica de la f.e.m. del devanado repartido a la f.e.m. del devanado concentrado con un mismo número de espiras, es:

$$k_{\text{dis}_1} = \frac{E_{q1}}{qE_{\text{bob}}} = \frac{E_{\text{bob}} \operatorname{sen} \frac{q\gamma}{2}}{qE_{\text{bob}} \operatorname{sen} \frac{\gamma}{2}} = \frac{\operatorname{sen} \frac{q\gamma}{2}}{q \operatorname{sen} \frac{\gamma}{2}}. \quad (2-14)$$

El factor  $k_{\text{dis}_1}$  se denomina *factor de distribución del devanado*, y su índice 1 indica que pertenece al primer armónico de f.e.m.

Para un devanado de  $m$  fases con una zona de fase igual a  $\pi/m$  (siendo  $m = 3$  con zona de  $60^\circ$ ) el ángulo  $\gamma$  entre dos ranuras contiguas será:

$$\gamma = \frac{\pi}{mq}.$$

Sustituyendo este valor de  $\gamma$  en la expresión (2-14) para los factores de distribución pertenecientes al armónico fundamental de la f.e.m. de un devanado polifásico, obtendremos:

$$k_{\text{dis}_1} = \frac{\operatorname{sen} \frac{\pi}{2m}}{q \operatorname{sen} \frac{\pi}{2mq}}. \quad (2-15)$$

Puesto que la disposición de las ranuras con respecto a los polos debajo de todos los  $p$  pares de polos es la misma, la conclusión hecha más arriba puede extenderse también para todo el devanado compuesto de  $qp$  bobinas conectadas en serie, cada cual consta de  $w_{\text{bob}}$  espiras conectadas en serie. Por consiguiente, el valor eficaz

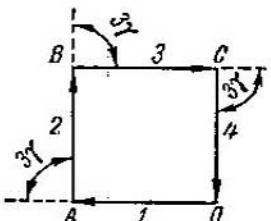


Fig. 2-7. Terceros armónicos de f.e.m. de las bobinas representadas en la fig. 2-5

armónico de campo del  $v$ -ésimo orden es igual a  $\frac{v\pi}{2}$ . En este mismo ángulo están desfasados también los vectores de las f.e.m. inducidas por este armónico en el devanado del inducido. Razonando de la misma forma que para el primer armónico de f.e.m., obtenemos el factor de distribución del devanado para el  $v$ -ésimo armónico de f.e.m.:

$$k_{dis\ v} = \frac{\sin \frac{vq\gamma}{2}}{q \sin \frac{v\gamma}{2}} = \frac{\sin \frac{v\pi}{2m}}{q \sin \frac{v\pi}{2mq}}. \quad (2-17)$$

Así, por ejemplo, en la fig. 2-5 el factor de distribución del devanado para el tercer armónico de f.e.m. será igual a:

$$k_{dis3} = \frac{\sin \frac{3 \cdot 4 \cdot 30^\circ}{2}}{4 \sin \frac{3 \cdot 30^\circ}{2}} = 0.$$

Físicamente esto se explica por el hecho de que los 4 vectores de f.e.m., desfasados en un ángulo de  $3\gamma = 3 \cdot 30^\circ = 90^\circ$ , forman un cuadrángulo cerrado (fig. 2-7).

Los armónicos del orden  $v_{3k} = 2Qk \pm 1 = 2mqk \pm 1$ , donde  $k = 1, 2, 3, \dots$ , proporcionan los valores de los factores de distribución del devanado iguales al valor del factor de distribución del devanado  $k_{dis1}$  para el armónico fundamental.

Efectivamente,

$$k_{dis(2mqk \pm 1)} = \frac{\sin \left[ \frac{\pi}{2m} (2mqk \pm 1) \right]}{q \sin \left[ \frac{\pi}{2mq} (2mqk \pm 1) \right]} = \pm \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} = \pm k_{dis1}.$$

Los órdenes de estos armónicos están ligados rigurosamente con la cantidad de ranuras por paso doble polar  $2Q$ . Por ejemplo, si  $Q = 6$  y  $2Q = 12$ , siendo  $k = 1$ , obtenemos  $v_{31} = 11$  y  $13$ . A estos armónicos se les llama *armónicos del orden de diente*.

Con un devanado uniformemente repartido, cuando el número de ranuras por polo y fase  $q$  puede ser admitido igual al infinito,

del primer armónico de f.e.m. del devanado repartido con paso entero será:

$$E_{q1} = \frac{2\pi}{V^2} \Phi_1 f_1 q p \omega_{bob} k_{dis1} = \frac{2\pi}{V^2} \Phi_1 f_1 w k_{dis1} = \\ = 2 \sqrt{2} \tau / B_m f_1 w k_{dis1}. \quad (2-16)$$

Aquí  $w = q p \omega_{bob}$  es el número de espiras conectadas en serie en una fase del devanado.

**B. Armónicos superiores de f.e.m. de un devanado repartido.** El ángulo de desplazamiento entre dos ranuras contiguas para el

armónico de campo del  $v$ -ésimo orden es igual a  $\frac{v\pi}{2}$ . En este mismo ángulo están desfasados también los vectores de las f.e.m. inducidas por este armónico en el devanado del inducido. Razonando de la misma forma que para el primer armónico de f.e.m., obtenemos el factor de distribución del devanado para el  $v$ -ésimo armónico de f.e.m.:

$$k_{dis\ v} = \frac{\sin \frac{vq\gamma}{2}}{q \sin \frac{v\gamma}{2}} = \frac{\sin \frac{v\pi}{2m}}{q \sin \frac{v\pi}{2mq}}. \quad (2-17)$$

Así, por ejemplo, en la fig. 2-5 el factor de distribución del devanado para el tercer armónico de f.e.m. será igual a:

$$k_{dis3} = \frac{\sin \frac{3 \cdot 4 \cdot 30^\circ}{2}}{4 \sin \frac{3 \cdot 30^\circ}{2}} = 0.$$

Físicamente esto se explica por el hecho de que los 4 vectores de f.e.m., desfasados en un ángulo de  $3\gamma = 3 \cdot 30^\circ = 90^\circ$ , forman un cuadrángulo cerrado (fig. 2-7).

Los armónicos del orden  $v_{3k} = 2Qk \pm 1 = 2mqk \pm 1$ , donde  $k = 1, 2, 3, \dots$ , proporcionan los valores de los factores de distribución del devanado iguales al valor del factor de distribución del devanado  $k_{dis1}$  para el armónico fundamental.

Efectivamente,

$$k_{dis(2mqk \pm 1)} = \frac{\sin \left[ \frac{\pi}{2m} (2mqk \pm 1) \right]}{q \sin \left[ \frac{\pi}{2mq} (2mqk \pm 1) \right]} = \pm \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} = \pm k_{dis1}.$$

Los órdenes de estos armónicos están ligados rigurosamente con la cantidad de ranuras por paso doble polar  $2Q$ . Por ejemplo, si  $Q = 6$  y  $2Q = 12$ , siendo  $k = 1$ , obtenemos  $v_{31} = 11$  y  $13$ . A estos armónicos se les llama *armónicos del orden de diente*.

Con un devanado uniformemente repartido, cuando el número de ranuras por polo y fase  $q$  puede ser admitido igual al infinito,

el factor de distribución del devanado es igual a la relación de la cuerda a su arco correspondiente (fig. 2-6, b):

$$k_{\text{dist}} = \frac{\text{cuerda } OD}{\text{arco } OD} = \frac{2R \sin \frac{\alpha}{2}}{R\alpha} = \frac{\sin \frac{\alpha}{2}}{\frac{\alpha}{2}}. \quad (2-18)$$

Asimismo para un armónico del orden de  $v$ :

$$k_{\text{dis } v} = \frac{\sin \frac{v\alpha}{2}}{\frac{v\alpha}{2}}. \quad (2-19)$$

Para el devanado trifásico  $\alpha = 60^\circ$  y cuando el devanado trifásico está repartido uniformemente, todos los factores de distribución del devanado para los armónicos múltiplos de tres, serán iguales a:

$$k_{\text{dis } v} = \pm \frac{2}{v} k_{\text{dis } 1}, \quad (2-20)$$

y para los demás armónicos serán iguales a:

$$k_{\text{dis } v} = \pm \frac{1}{v} k_{\text{dis } 1}. \quad (2-21)$$

Los signos "+" y "—" para los factores de devanado se alternan cada 3.

Tabla 2-1

Factor de distribución del devanado	Número completo de ranuras por polo $Q$							
	3	4	4	5	5	6	6	6
	Número de ranuras por polo y fase $q$							
	2	2	3	2	3	2	3	4
$k_{\text{dis } 1}$	0,866	0,925	0,804	0,953	0,872	0,966	0,910	0,883
$k_{\text{dis } 3}$	0,000	0,385	-0,118	0,589	0,125	0,707	0,333	0,000
$k_{\text{dis } 5}$	-0,866	-0,385	-0,138	0,000	-0,333	0,259	-0,244	-0,224
$k_{\text{dis } 7}$	-0,866	-0,925	0,804	-0,589	0,127	-0,259	-0,244	0,224

En la tabla 2-1 se dan los factores de distribución de los devanados monofásicos para los armónicos superiores y fundamental para diferentes relaciones entre los números de ranuras  $Q$  y  $q$ , y en la tabla 2-2, los correspondientes valores de los factores de distribución para los devanados trifásicos. Los valores de los factores para los armónicos fundamental y de diente se indican con carácter grueso.

Tabla 2.2

## Número completo de ranuras por polo Q

Factor de distribución  
del devanado

Devanado uniformemente repartido

	Número de ranuras por polo y fase q								Devanado uniformemente repartido
	9	12	15	18	21	24	27	30	
	3	4	5	6	7	8	9	10	
$k_{dis1}$	0,966	0,958	0,957	0,957	0,956	0,955	0,955	0,955	0,955
$k_{dis3}$	0,707	0,667	0,654	0,646	0,642	0,641	0,640	0,639	0,636
$k_{dis5}$	0,259	0,217	0,205	0,200	0,197	0,195	0,194	0,193	0,191
$k_{dis7}$	-0,259	-0,177	-0,158	-0,149	-0,145	-0,145	-0,141	-0,140	-0,136
$k_{dis9}$	-0,707	-0,333	-0,270	-0,247	-0,236	-0,229	-0,225	-0,222	-0,220
$k_{dis11}$	-0,966	-0,177	-0,126	-0,110	-0,102	-0,097	-0,095	-0,095	-0,212
$k_{dis13}$	-0,966	0,217	0,126	0,102	0,092	0,086	0,085	0,081	-0,087
$k_{dis15}$	-0,707	0,667	0,270	0,200	0,172	0,158	0,150	0,145	0,075
$k_{dis17}$	-0,259	0,960	0,158	0,102	0,084	0,075	0,070	0,066	0,127
$k_{dis19}$	0,259	0,960	-0,205	-0,110	-0,084	-0,072	-0,066	-0,064	0,056
$k_{dis21}$	0,707	0,667	-0,654	-0,247	-0,172	-0,145	-0,127	-0,118	-0,060
$k_{dis23}$	0,966	0,217	-0,958	-0,149	-0,092	-0,072	-0,065	-0,057	-0,091
$k_{dis25}$	0,966	-0,177	-0,958	0,260	0,102	0,075	0,065	-0,054	-0,041
$k_{dis27}$	0,707	-0,333	-0,654	0,646	0,236	0,158	0,127	0,111	0,038
$k_{dis29}$	0,259	-0,177	-0,205	0,957	0,145	0,086	0,056	0,056	0,071
$k_{dis31}$	-0,259	0,217	0,158	0,957	-0,197	-0,17	-0,070	-0,057	0,053
$k_{dis33}$	-0,707	0,667	0,270	0,646	-0,644	-0,229	-0,150	-0,118	-0,050
$k_{dis35}$	-0,966	0,960	0,126	0,200	-0,957	-0,143	-0,085	-0,062	-0,052
$k_{dis37}$	-0,966	0,960	-0,126	-0,149	-0,149	0,115	0,05	0,066	0,026
$k_{dis39}$	-0,707	0,667	-0,270	-0,247	-0,644	0,642	0,225	0,145	0,112
$k_{dis41}$	-0,250	0,217	-0,158	-0,110	-0,197	0,957	0,141	0,081	0,041
$k_{dis43}$	0,259	-0,177	0,205	0,102	0,145	0,957	-0,194	-0,095	-0,023
$k_{dis45}$	0,707	-0,333	0,654	0,200	0,256	0,642	-0,641	-0,022	-0,042
$k_{dis47}$	0,966	-0,177	0,958	0,102	0,102	0,155	-0,956	-0,140	-0,079

Conociendo el valor de estos factores se pueden determinar los armónicos superiores de f.e.m. del devanado repartido:

$$E_{qv} = \frac{2\pi}{V^2} \Phi_v f_v w k_{dis} v = 2\sqrt{2} \frac{\tau}{v} l B_m v f_1 w k_{dis} v = 2\sqrt{2} \tau l B_m v f_1 w k_{dis} v. \quad (2-22)$$

**C. F.e.m. resultante del devanado repartido con paso entero.**  
Análogamente a la fórmula (2-13), obtenemos:

$$E_q = \frac{2\pi}{V^2} \Phi_f_1 w k_{dis} \frac{\sqrt{1 + (k_{B3} k'_{dis})^2 + \dots + (k_{Bv} k'_{dis})^2 + \dots}}{1 \pm \frac{1}{3} k_{B3} \pm \dots \pm \frac{1}{v} k_{Bv} \pm \dots}, \quad (2-23)$$

donde

$$k_{dis3} = k_{dis3}/k_{dis1}, \dots, k'_{disv} = k'_{disv}/k_{dis1}$$

representan los valores relativos de los factores de distribución para los armónicos superiores.

El factor  $k_{dis1} < 1$ , y los factores  $k_{dis3}, \dots, k_{disv}$ , como regla general, son menores que  $k_{dis1}$ . Por eso la magnitud de la f.e.m. del devanado repartido es menor que la de la f.e.m. del devanado concentrado con igual número de espiras, pero la primera f.e.m. tiene mejor forma de curva. En particular, se puede tener un  $k_{disv} = 0$  (véase la tabla 2-1); esto significa que en la curva de f.e.m. el armónico dado está ausente, aunque en la curva del campo este mismo armónico puede estar fuertemente expresado.

## 2-5. F.e.m. de un devanado concentrado de paso reducido

**A. F.e.m. de una espira con paso reducido.** Generalmente los devanados de corriente alterna se hacen con paso reducido (fig. 2-8, a).

Designemos con  $\beta$  la magnitud del paso relativo del devanado:

$$\beta = y/\tau. \quad (2-24)$$

Entonces, al paso del devanado le corresponde un ángulo  $\beta\pi$ , y los armónicos fundamentales de f.e.m. en los conductores  $I'$  y  $I''$  de la espira están desplazados en un ángulo  $\beta\pi$  y para el  $v$ -ésimo armónico en un ángulo de  $v\beta\pi$ .

En la fig. 2-8, b se representa el diagrama vectorial para el armónico fundamental de f.e.m. de la espira; según este diagrama

$$\dot{E}_{esp\ 1} = 2\dot{E}_{con\ 1} \sin \frac{\beta\pi}{2} = 2\dot{E}_{con\ 1} k_{red\ 1}, \quad (2-25)$$

donde

$$k_{red\ 1} = \sin \frac{\beta\pi}{2} \quad (2-26)$$

representa el coeficiente de reducción del paso de devanado del primer armónico de f.e.m.

El coeficiente  $k_{red\ 1}$  se puede expresar también por la magnitud

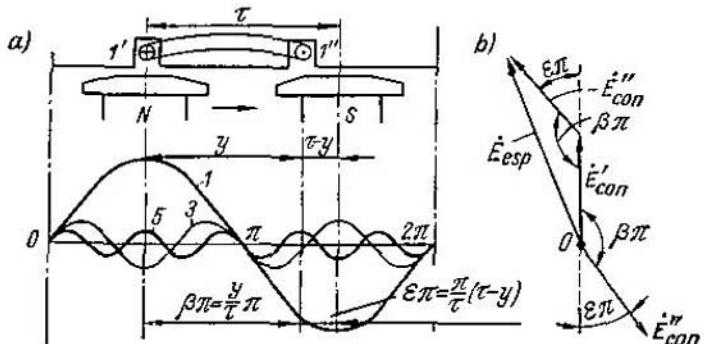


Fig. 2-8. F.e.m. de una espira con paso  $y < \tau$

relativa de reducción del paso  $\epsilon = 1 - \beta$ , o sea,

$$k_{\text{red } 1} = \cos \frac{\epsilon \pi}{2}. \quad (2-27)$$

En el caso general,

$$E_{\text{esp } v} = 2E_{\text{con }} v k_{\text{red } v}, \quad (2-28)$$

donde

$$k_{\text{red } v} = \sin \frac{v \beta \pi}{2} \quad (2-29)$$

representa el coeficiente de reducción del paso del devanado para el  $v$ -ésimo armónico. No es difícil demostrar que los coeficientes de reducción del paso para los armónicos del orden de diente son también iguales al coeficiente de reducción del paso para el primer armónico. Efectivamente, el ángulo  $\beta \pi$ , correspondiente a la magnitud del paso  $y$ , se puede expresar de la forma siguiente:  $\beta \pi = \frac{y \pi}{\tau} = \frac{Q-S}{Q} \pi$ , donde  $S$  es el número de divisiones dentales en las que está reducido el paso. En este caso,

$$k_{\text{red } 1} = \sin \frac{\beta \pi}{2} = \cos \frac{\pi}{2} \frac{S}{Q} \quad (2-30)$$

y para los armónicos del orden de diente:

$$\begin{aligned} k_{\text{red } v d} &= \sin \frac{v d \beta \pi}{2} = \sin \left[ (2Qk \pm 1) \frac{Q-S}{Q} \frac{\pi}{2} \right] = \\ &= \pm \cos \frac{\pi}{2} \frac{S}{Q} = \pm k_{\text{red } 1}. \end{aligned} \quad (2-31)$$

**B. F.e.m. de un devanado concentrado de paso reducido.** Montemos un devanado de  $p$  bobinas con paso reducido, igualmente dispuestas con respecto a los polos. Si cada bobina está compuesta de  $w_{\text{bob}}$  espiras conectadas en serie y si todas las bobinas están también conectadas entre sí en serie, entonces, tendremos un devanado con la reducción dada del paso y compuesto de

$w = p w_{\text{bob}}$  espiras. El valor eficaz de la f.e.m. resultante de tal devanado se expresa por una fórmula análoga a la fórmula (2-23):

$$E = \frac{2\pi}{V^2} \Phi f_1 w k_{\text{red},1} \frac{\sqrt{1 + (k_{B3} k'_{\text{red},3})^2 + \dots + (k_{Bv} k'_{\text{red},v})^2 + \dots}}{1 \pm \frac{1}{3} k_{B3} \pm \dots \pm \frac{1}{v} k_{Bv} \pm \dots} \quad (2-32)$$

Aquí,  $k'_{\text{red},3} = k_{\text{red},3}/k_{\text{red},1}$ ,  $k'_{\text{red},v} = k_{\text{red},v}/k_{\text{red},1}$  representan los valores relativos de los coeficientes de reducción del paso para los armónicos superiores. El coeficiente  $k_{\text{red},1} < 1$ , y los coeficientes  $k_{\text{red},3}, \dots, k_{\text{red},v}$ , son, como regla general, menores que  $k_{\text{red},1}$ . Por eso la f.e.m. de un devanado de paso reducido, siendo las demás condiciones iguales, es menor que la f.e.m. de un devanado de paso entero, pero tiene mejor forma de curva ya que los armónicos superiores de f.e.m. disminuyen  $k_{\text{red},v}$  veces con respecto a los armónicos superiores del campo. En caso particular  $k_{\text{red},v}$  puede ser igual a cero. Sea, por ejemplo, el paso del devanado  $v = 4/5\tau$ , o sea, el paso relativo  $\beta = 4/5$ ; entonces, para el quinto armónico de f.e.m., según la igualdad (2-29), tendremos:

$$k_{\text{red},5} = \sin \frac{5 \cdot 4\pi}{5 \cdot 2} = \sin 2\pi = 0.$$

Así pues, el quinto armónico de f.e.m. desaparece. Físicamente esto se explica porque el quinto armónico del campo induce en los lados de la bobina f.e.m. de igual magnitud, pero que actúan por el circuito de la bobina en sentido contrario (fig. 2-8). Reduciendo el paso del devanado en  $\frac{1}{v}\tau$  desaparece el  $v$ -ésimo armónico en la curva de f.e.m. del devanado. Generalmente  $\beta = 0,80 - 0,85$ , pero en varios casos la magnitud del paso puede constituir  $(\frac{1}{2} \div \frac{1}{3})\tau$ .

Ejemplo. Un motor asincrono trifásico con rotor bobinado y con un número de polos  $2p = 6$  tiene un número de ranuras en el estator  $Z_1 = 90$  con un número de ranuras por polo de  $90/6 = 15$  y un número de ranuras en el rotor  $Z_2 = 72$  con un número de ranuras por polo igual a 12. El número de ranuras del estator por polo y fase es igual a  $q_1 = 5$ , el número de ranuras del rotor por polo y fase es igual a  $q_2 = 4$ .

El paso del devanado del estator es desde la 1-a ranura hasta la 13.

El paso relativo del devanado del estator es igual a  $\beta_1 = 12/15 = 0,8$ .

El factor de distribución del devanado para  $q_1 = 5$ , según la tabla 2-2, es igual a:

$$k_{\text{dis},1} = 0,957.$$

El coeficiente de reducción del paso del devanado, según la fórmula (2-26), es:

$$k_{\text{red},1} = \sin 72^\circ = 0,951.$$

El factor resultante del devanado del estator es:

$$k_{\text{dev},1} = 0,957 \cdot 0,951 = 0,91.$$

El paso del devanado del rotor es desde la 1-a ranura hasta la 13, por eso el paso relativo es igual a:

$$\beta_2 = 12/12 = 1,0.$$

El factor de distribución del devanado para  $q_s = 4$ , según la tabla 2-2, es igual a:

$$k_{dis\ 2} = 0,958.$$

El factor resultante del devanado del rotor es igual a:

$$k_{dev\ 2} = 0,958 \cdot 1,0 = 0,958.$$

## 2-6. Expresión general para la f. e. m. del devanado del inducido de una máquina de corriente alterna

En la actualidad el tipo más difundido de devanado del inducido de una máquina de corriente alterna es el devanado repartido de dos capas (como el devanado del inducido de una máquina de corriente continua) con paso reducido. Generalizando lo antedicho en los §§ 2-4 y 2-5, tenemos:

a) para el primer armónico de f. e. m.

$$E_1 = \pi \sqrt{2} \omega k_{dis\ 1} k_{red\ 1} f_1 \Phi_1 = 2 \sqrt{2} \tau l w k_{dev\ 1} f_1 B_{m1}; \quad (2-33)$$

b) para el  $v$ -ésimo armónico de f. e. m.

$$E_v = \pi \sqrt{2} \omega k_{dis\ v} k_{red\ v} f_v \Phi_v = 2 \sqrt{2} \tau_v l w k_{dev\ v} f_v B_{mv}. \quad (2-34)$$

Aquí

$$\tau_v = \tau/v \text{ y } k_{dev\ 1} = k_{dis\ 1} k_{red\ 1}, \dots, k_{dev\ v} = k_{dis\ v} k_{red\ v} \quad (2-35)$$

son los coeficientes de devanado para el 1-er, ...,  $v$ -ésimo armónicos. Entonces la f. e. m. resultante del devanado será:

$$E = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \omega k_{dev\ 1} f_1 \Phi \frac{\sqrt{1 + (k_{B_3} k_3)^2 + \dots + (k_{B_v} k_v)^2 + \dots}}{1 \pm \frac{1}{3} k_{B_3} \pm \dots \pm \frac{1}{v} k_{B_v} \pm \dots}, \quad (2-36)$$

donde

$$k_3 = \frac{k_{dev\ 3}}{k_{dev\ 1}} = \frac{k_{dis\ 3} k_{red\ 3}}{k_{dis\ 1} k_{red\ 1}}, \dots, k_v = \frac{k_{dev\ v}}{k_{dev\ 1}} = \frac{k_{dis\ v} k_{red\ v}}{k_{dis\ 1} k_{red\ 1}}$$

representan los valores relativos de los coeficientes de devanado para los armónicos superiores.

De lo antedicho se deduce que la distribución del devanado y la reducción de su paso, disminuyendo un poco la magnitud de la f.e.m. fundamental, contribuyen al mejoramiento de la forma de la curva de la f. e. m. resultante aproximándola a una sinusoida.

A las fórmulas (2-33) y (2-34) para las f. e. m. se les da, a menudo, la siguiente forma:

$$E_1 = \pi \sqrt{2} \omega k_{dev\ 1} f_1 \Phi_1 = 4,44 \omega k_{dev\ 1} f_1 \Phi_1; \quad (2-37)$$

$$E_v = \pi \sqrt{2} \omega k_{dev\ v} f_v \Phi_v = 4,44 \omega k_{dev\ v} f_v \Phi_v. \quad (2-38)$$

**Ejemplo.** Calcular las f. e. m. de los armónicos fundamental y superiores más próximos 3, 5 y 7 para un alternador sincrónico hidráulico trifásico con los datos característicos siguientes: potencia  $S = 16500$  kVA, tensión de línea  $U_n = 11000$  V, corriente nominal  $I_n = 865$  A,  $\cos \varphi = 0,7$ , frecuencia  $f = 50$  Hz, número de polos  $2p = 12$ , paso polar  $\tau = 0,693$  m, número de espiras en una fase

del devanado (conexión en estrella)  $w_1 = 72$ , número de ranuras por polo y fase  $q_1 = 4$ , paso relativo del devanado  $\beta = 5/6$  (paso por las ranuras  $y = 1 - 11$ ) longitud activa  $l = 1,3 \text{ m}$ , amplitudes de los armónicos  $v = 1, 3, 5$  y  $7$  del campo de excitación en el entrehierro:

$$B_{m1} = 0,75 \text{ T}, \quad B_{m3} = 0,039 \text{ T}, \\ B_{m5} = 0,035 \text{ T}, \quad B_{m7} = 0,02 \text{ T}.$$

El factor de distribución del devanado para  $q_1 = 4$  lo hallamos por la tabla 2-2:

$$k_{dis\ 1} = 0,958, \quad k_{dis\ 3} = 0,654, \quad k_{dis\ 5} = 0,205, \quad k_{dis\ 7} = -0,158.$$

Por la fórmula (2-29), los coeficientes de reducción del paso del devanado son:

$$k_{red\ 1} = \operatorname{sen} \frac{5}{6} \cdot \frac{\pi}{2} = \operatorname{sen} 75^\circ = 0,966; \\ k_{red\ 3} = \operatorname{sen} 3 \cdot \frac{5}{6} \cdot \frac{\pi}{2} = \operatorname{sen} 225^\circ = -0,707; \\ k_{red\ 5} = \operatorname{sen} 5 \cdot \frac{5}{6} \cdot \frac{\pi}{2} = \operatorname{sen} 375^\circ = 0,259; \\ k_{red\ 7} = \operatorname{sen} 7 \cdot \frac{5}{6} \cdot \frac{\pi}{2} = \operatorname{sen} 525^\circ = 0,259.$$

Los coeficientes totales de devanado son:

$$k_{dev\ 1} = k_{dis\ 1} k_{red\ 1} = 0,958 \cdot 0,966 = 0,925; \\ k_{dev\ 3} = k_{dis\ 3} k_{red\ 3} = 0,654 \cdot (-0,707) = -0,462; \\ k_{dev\ 5} = k_{dis\ 5} k_{red\ 5} = 0,205 \cdot 0,259 = 0,053; \\ k_{dev\ 7} = k_{dis\ 7} k_{red\ 7} = -0,158 \cdot 0,259 = -0,041.$$

Según la fórmula (2-6, a), el flujo del armónico fundamental es igual a:

$$\Phi_1 = \frac{2}{\pi} \cdot 0,693 \cdot 1,3 \cdot 0,75 = 0,43 \text{ Wb},$$

y según la fórmula (2-33), la f. e. m. de una fase de devanado para el armónico fundamental es igual a:

$$E_1 = \pi \sqrt{2} \cdot 72 \cdot 0,925 \cdot 50 \cdot 0,43 = 6350 \text{ V}.$$

Las amplitudes relativas de los armónicos superiores del campo son iguales a:

$$k_{B3} = \frac{0,039}{0,75} = 0,052; \quad k_{B5} = \frac{0,035}{0,75} = 0,047; \quad k_{B7} = \frac{0,02}{0,75} = 0,027.$$

Teniendo en cuenta las fórmulas (2-33) y (2-34), las magnitudes relativas de los armónicos superiores de f. e. m. son:

$$\frac{E_3}{E_1} = -0,052 \cdot \frac{0,462}{0,925} = -0,026; \quad \frac{E_5}{E_1} = 0,047 \cdot \frac{0,053}{0,925} = 0,00269; \\ \frac{E_7}{E_1} = -0,027 \cdot \frac{0,041}{0,925} = -0,00120.$$

Aquí se ve que la magnitud relativa de los armónicos superiores de f. e. m. es considerablemente menor que los valores relativos de los armónicos superiores de inducción. Los valores absolutos de las f. e. m. de fase de los armónicos superiores son iguales a:

$$E_3 = -6350 \cdot 0,026 = -165 \text{ V}; \quad E_5 = 6350 \cdot 0,00269 = 17,1 \text{ V}; \\ E_7 = -6350 \cdot 0,00120 = -7,6 \text{ V}.$$

Teniendo en cuenta los armónicos superiores de hasta  $v=7$  inclusive, el valor eficaz de la f. e. m. de una fase del devanado es igual a:

$$E_f = 6350 \sqrt{1 + 0.026^2 + 0.00269^2 + 0.00120^2} = \\ = 6350 \sqrt{1.000684} = 6350 \cdot 1.000342 = 6352.16 \text{ V},$$

o sea, difiere muy poco de la magnitud de la f. e. m. del armónico fundamental.

En las tensiones de línea el tercer armónico estará ausente, por lo tanto, el valor eficaz de la tensión de línea, teniendo en cuenta los armónicos de hasta el orden  $v=7$ , será igual a:

$$E_1 = 11000 \sqrt{1 + 0.00269^2 + 0.00120^2} = 11000 \cdot 1.00000463 = 11000.051 \text{ V},$$

o sea, difiere infinitamente del valor de línea de la f. e. m. del armónico fundamental.

## 2-7. F. e. m. de fases unidas

Las máquinas de corriente alterna generalmente son trifásicas. Lo mismo que en los transformadores sus devanados de fase pueden acoplarse: a) en estrella y b) en triángulo. A ellas se les puede atribuir todo lo dicho en el capítulo XV del primer tomo sobre los métodos de conexión de los devanados de fase, sobre las relaciones cuantitativas entre las tensiones y corrientes de fase y de línea, y sobre la influencia del método de conexión de los devanados en la forma de la curva de la f.e.m. de línea. Pero en dichas máquinas cada devanado de fase se distribuye por la circunferencia del inducido y, por consiguiente, tiene su correspondiente factor de distribución. En las máquinas trifásicas el número de ranuras por polo y fase es igual a  $q = Q/3$ , donde  $Q$  es el número de ranuras por polo;  $q$ , generalmente, es un número entero, pero en toda una serie de casos se hacen devanados no congruentes. Estos últimos se estudian especialmente (§ 3-6).

## CAPÍTULO III

### DEVANADOS DE LAS MÁQUINAS ELÉCTRICAS DE CORRIENTE ALTERNA

#### 3-1. Devanados trifásicos de lazo de dos capas (imbricado) con $q$ entero

Al final del primer capítulo hemos analizado los principios fundamentales que se utilizan para obtener devanados trifásicos de dos capas cortando en varias partes los devanados cerrados de dos capas que se emplean en las máquinas de corriente continua.

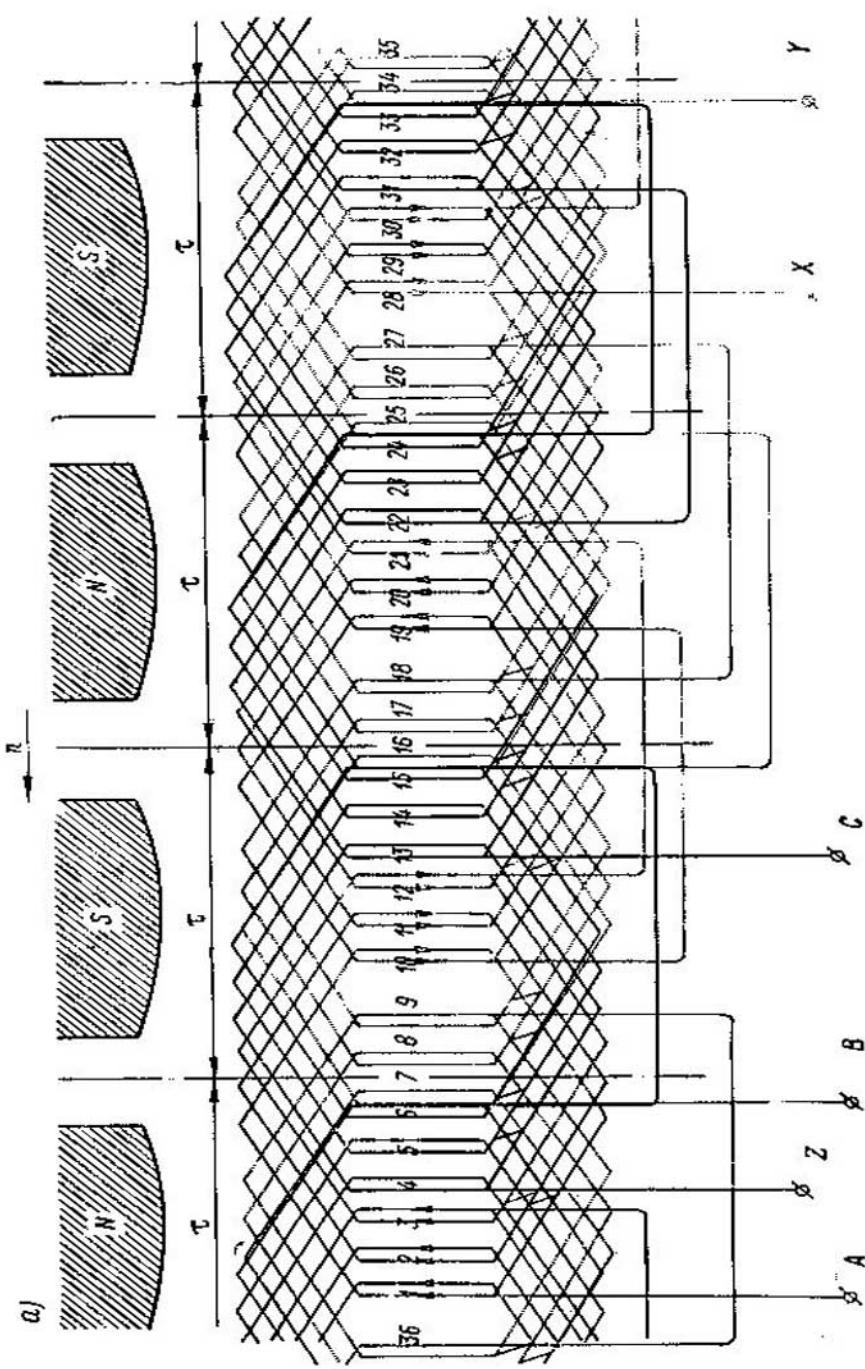
En este capítulo se estudian más detalladamente los problemas de la estructura de los devanados trifásicos.

Comencemos el estudio de los devanados de lazo de dos capas con el ejemplo de un devanado de paso entero  $y = \tau$ , con los datos característicos siguientes (fig. 3-1, a): número de fases  $m = 3$ , número de polos  $2p = 4$ , número de ranuras  $Z = 36$ , número de ranuras por polo y fase:

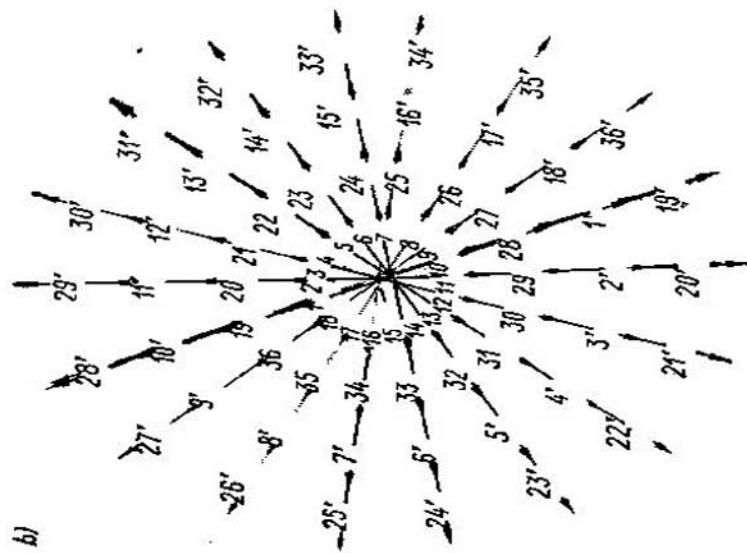
$$q = \frac{Z}{2pm} = \frac{36}{4 \cdot 3} = 3.$$

La estrella de las f.e.m. de ranura de este devanado se representa en la fig. 3-1, b. Al circunvalar la fase del devanado por su circuito (fig. 3-1, a) una parte de los conductores se recorre desde abajo hacia arriba y la otra parte, desde arriba hacia abajo. Por ejemplo, los conductores de la primera bobina de la fase A, situados en la ranura № 1, se recorren desde abajo hacia arriba, y los situados en la ranura № 10, desde arriba hacia abajo. En este caso, para obtener la f.e.m. de una espira de esta bobina hay que restar del vector 1 (fig. 3-1, b) el vector 10. Pero también se puede añadir al vector 1 el vector 10', obtenido del vector 10 girando éste a  $180^\circ$ . En correspondencia con esto en la fig. 3-1, b están representados 36 vectores de f.e.m. de ranura, designados con cifras sin rayitas, y los vectores girados a  $180^\circ$  con respecto a los primeros, designados por cifras con rayitas. Para obtener la f.e.m. de una fase del devanado hay que adicionar los vectores sin rayita de las ranuras que se recorren desde arriba hacia abajo.

Si quedamos de acuerdo en designar análogamente los lados de las bobinas según sea la dirección en que se recorren éstas al circunvalar el circuito del devanado, entonces el orden de conexión



a)



b)

b)

c)

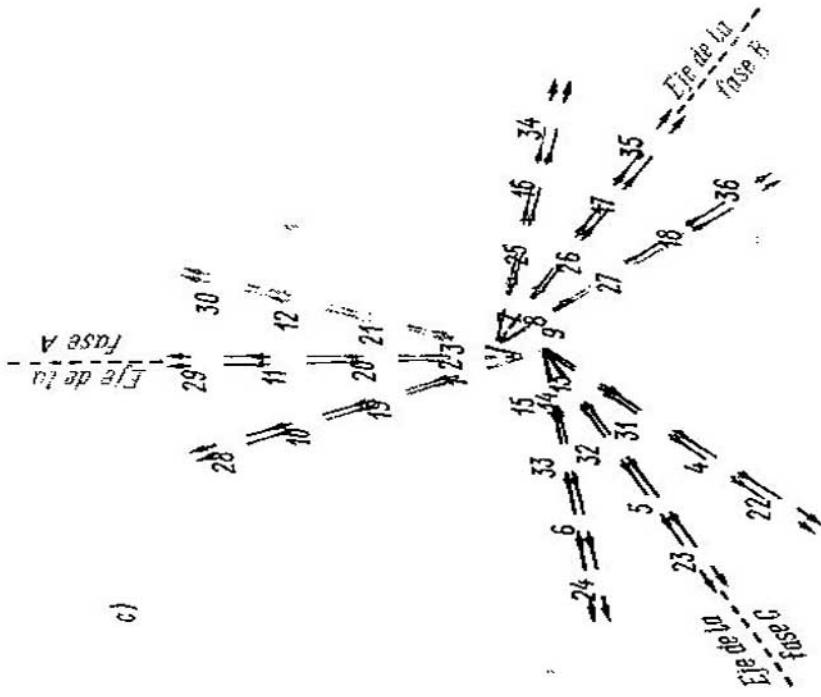
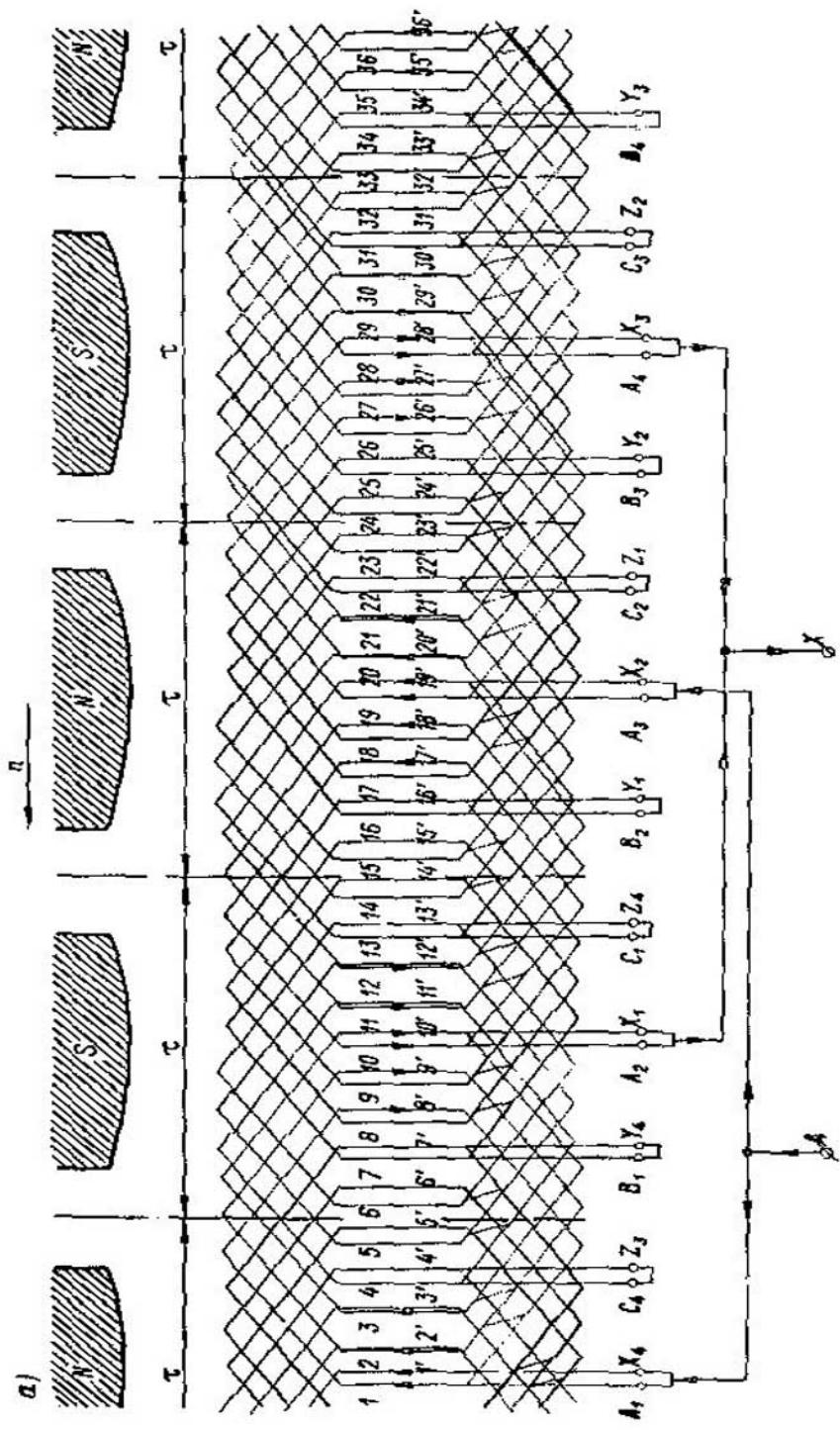


Fig. 3-1. Devanado trifásico imbricado de dos capas de paso entero siendo  $Z=36$ ,  $2p=4$  y  $q=3$ ; a—círculo del devanado; b—estrella de i.e.m. de las ranuras; c—estrella de i.e.m. del devanado



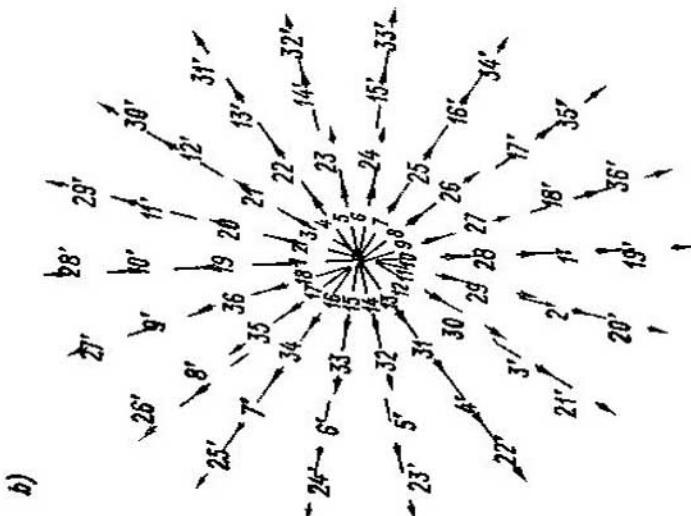
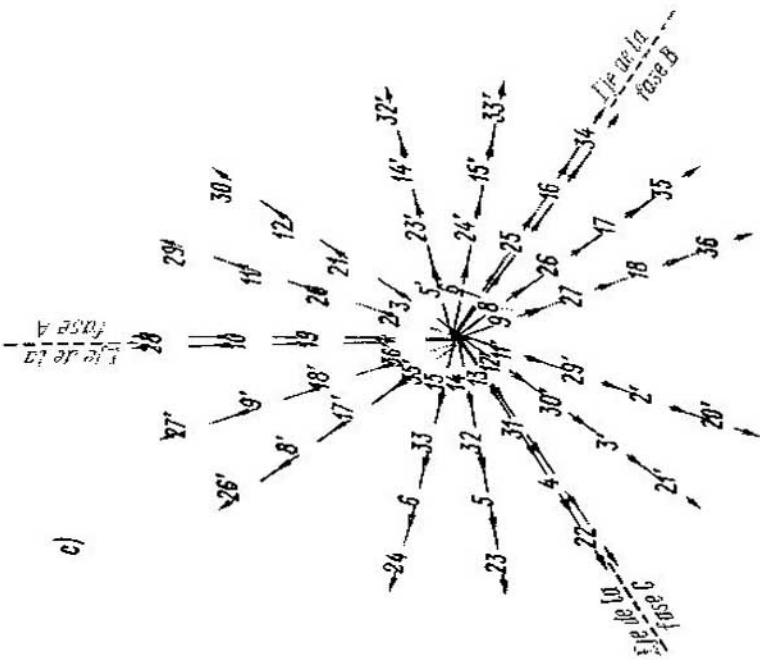


Fig. 3-2. Devanado trifásico imbricado de dos capas con paso reducido siendo  $Z=36$ ,  $2p=4$ ,  $q=3$ ;  $y=7$ ,  $\beta=7/9$ : a—círculo del devanado; b—estrella le i.e.m. de las ranuras; c—estrella de i.e.m. del devanado

de las bobinas del devanado en la fig. 3-1, a se determinará por la tabla siguiente:

<i>A</i>	— 1	— 10°	— 2	— 11°	— 3	— 12°	—
	— 21°	— 12	— 20°	— 11	— 19°	— 10	—
	— 19	— 28°	— 20	— 29°	— 21	— 30°	—
	— 8°	— 30	— 2°	— 29	— 1°	— 28	— <i>X</i>
<i>B</i>	— 7	— 16°	— 8	— 17°	— 9	— 18°	—
	— 27°	— 18	— 26°	— 17	— 25°	— 16	—
	— 25	— 34°	— 26	— 35°	— 27	— 36°	—
	— 9°	— 36	— 8°	— 35	— 7°	— 34	— <i>Y</i>
<i>C</i>	— 13	— 22°	— 14	— 23°	— 15	— 24°	—
	— 33°	— 24	— 32°	— 23	— 31°	— 22	—
	— 31	— 4°	— 32	— 5°	— 33	— 6°	—
	— 15°	— 6	— 14°	— 5	— 13°	— 4	— <i>Z</i>

Si tomamos en cuenta el orden de la conexión entre sí de las bobinas del devanado, dado en la tabla de arriba, entonces la estrella de las f.e.m. de ranura tendrá la forma de tres grupos concentrados, cuyas sumas geométricas resultantes de los vectores tienen los ejes desplazados entre sí a 120° (fig. 3-1, c). Esto indica que como resultado de la conexión de las bobinas del devanado se forma un sistema trifásico correcto.

En el circuito del devanado de la fig. 3-1, a se ven claramente las zonas de fase que forman las semifases del devanado. Cada uno de los seis grupos de bobinas conectadas, que están escritas en un renglón y que componen una semifase de devanado, tiene las f.e.m. resultantes de igual magnitud y coincidentes en fase; por eso, este devanado permite realizar la conexión de las semifases no sólo en serie, como se muestra en el circuito de conexión de la fig. 3-1, sino también en dos y en cuatro grupos paralelos.

En la fig. 3-2, a está representado el circuito de un devanado de lazo de dos capas, igual que el representado en la fig. 3-1, a, pero con paso no entero, sino reducido:

$$2p = 4, \quad Z = 36, \quad q = 3, \quad y = \frac{7}{9} \tau,$$

o sea, con un paso relativo

$$\beta = y/\tau = 7/9 = 0,778.$$

El orden de conexión de las bobinas de este devanado puede ser expresado por los siguientes datos tabulados:

<i>A</i> <sub>1</sub>	— 1	— 8°	— 2	— 9°	— 3	— 10°	— <i>X</i> <sub>1</sub>
<i>X</i> <sub>2</sub>	— 19°	— 12	— 18°	— 11	— 17°	— 10	— <i>A</i> <sub>2</sub>
<i>A</i> <sub>3</sub>	— 19	— 26°	— 20	— 27°	— 21	— 28°	— <i>X</i> <sub>3</sub>
<i>X</i> <sub>4</sub>	— 1°	— 30	— 36°	— 29	— 35°	— 28	— <i>A</i> <sub>4</sub>
<i>B</i> <sub>1</sub>	— 7	— 14°	— 8	— 15°	— 9	— 16°	— <i>Y</i> <sub>1</sub>
<i>Y</i> <sub>2</sub>	— 25°	— 18	— 24°	— 17	— 28°	— 16	— <i>B</i> <sub>2</sub>
<i>B</i> <sub>3</sub>	— 25	— 32°	— 26	— 33°	— 27	— 34°	— <i>Y</i> <sub>3</sub>
<i>Y</i> <sub>4</sub>	— 7°	— 36	— 6°	— 35	— 5°	— 34	— <i>B</i> <sub>4</sub>

$C_1$	-13	-20'	-14	-21'	-15	-22'	-Z <sub>f</sub>
$Z_2$	-31'	-24	-30'	-23	-29'	-22	-C <sub>2</sub>
$C_3$	-31	-2'	-32	-3'	-33	-4'	-Z <sub>3</sub>
$Z_4$	-13'	-6	-12'	-5	-11'	-4	-C <sub>4</sub>

En el circuito de la fig. 3-2, a, la fase del devanado A-X está conectada en cuatro grupos paralelos, pero ésta, lo mismo que el devanado de paso entero, puede conectarse tanto en serie, como en dos grupos paralelos, si en este último caso en cada una de las fases conectamos en paralelo dos grupos en serie.

El devanado de dos capas con  $q$  entero, que tiene en cada fase  $2p$  grupos de bobinas equivalentes, permite, generalmente, formar tal número de derivaciones paralelas con el cual  $2p:a$  resulta ser igual a un número entero. En este caso siempre es posible el montaje de los devanados con  $a=2$  y  $a=2p$ . Es también muy importante el hecho de que todas las ramas tienen iguales no sólo las f.e.m. sino también las resistencias óhmicas y las inductancias.

La estrella de f.e.m. de ranura de un devanado con paso reducido, al igual que el devanado de paso entero analizado anteriormente (fig. 3-1, a), tiene también 36 rayos o 18 rayos por cada paso doble polar. De la comparación de las estrellas de f.e.m. de ranura de los devanados con paso entero y con paso reducido (fig. 3-1, b y 3-2, b) se deduce que en el primer caso las zonas de los rayos de cada fase están fuertemente demarcadas de las zonas de las fases contiguas, mientras que en el segundo caso tiene lugar el entrelazamiento mutuo entre los rayos de las fases contiguas, que crece con el aumento de la reducción del paso.

En la fig. 3-2, c está representada la estrella resultante de las f.e.m. de ranura del devanado correspondiente al orden de las conexiones de las bobinas según los datos tabulados precisados. En este caso las sumas geométricas de las f.e.m. de las bobinas de cada fase también están desplazadas entre sí a  $120^\circ$ ; por lo tanto, en nuestro caso también se forma un devanado trifásico correcto.

Las partes frontales de los devanados de lazo de dos capas, al igual que las de los devanados ondulados (véase el § 3-2), de los estátores se colocan sobre la superficie del cono y en los casos necesarios se fijan, contra la acción de las fuerzas radiales, con anillos de sujeción de material amagnético.

En la actualidad, los devanados de dos capas del tipo en cuestión, debido a sus ventajas, se utilizan con predominio.

Las ventajas de estos devanados son:

1. Posibilidad de reducir el paso en cualquier número de intervalos dentales, por lo cual se puede lograr una buena forma de la curva de f.e.m. y también una forma perfecta de la curva del campo magnético creado por el devanado (véase el capítulo siguiente).

2. Posibilidad de hacer más cortas las conexiones frontales, a causa de la reducción del paso, obteniendo con esto una determinada economía de cobre.

3. Posibilidad de formar un gran número de derivaciones paralelas completamente equivalentes.

4. Sencillez del montaje de los devanados ya que todas las bobinas tienen la misma forma y por tanto pueden hacerse de manera estandartizada.

Las insuficiencias del devanado de lazo de dos capas son: 1) ciertas dificultades al colocar las últimas bobinas del devanado a lo largo del paso de devanado a causa de la necesidad de tener que mantener en suspensión las partes superiores del primer paso colocado; 2) la necesidad de tener que elevar el paso entero del devanado en caso de algún deterioro en la parte inferior de la bobina; 3) la imposibilidad de hacer el estator desarmable sin extraer las bobinas de las ranuras. Todo lo enumerado se puede igualmente atribuir a los inducidos de las máquinas de corriente continua y se recompensa completamente por las grandes ventajas de este tipo de devanado en comparación con otros tipos.

En los motores asincrónicos de pequeña potencia, para mayor comodidad, en la parte inferior de las ranuras sólo se colocan las primeras bobinas y en la parte superior sólo se instalan las últimas bobinas a partir desde el principio del montaje. Esto produce cierta asimetría, pero sin embargo excluye la necesidad de tener que mantener en suspensión las partes superiores de las bobinas durante el primer paso.

### 3-2. Devanados trifásicos ondulados de dos capas con $q$ entero

En los devanados de lazo analizados más arriba la conexión en serie de los sectores separados del devanado sólo se puede realizar mediante acoplamientos especiales entre las bobinas. Como en cada paso doble polar de cada fase son dos elementos los que se conectan en serie, entonces, en las máquinas multipolares la cantidad de conexiones entre las bobinas resulta ser muy grande; en los devanados del tipo de barras (con bobinas de una espira) con gran sección transversal de la espira, esto conduce a un gran gasto suplementario de cobre. La utilización del principio de montaje de los devanados de corriente continua para el montaje de los devanados ondulados permite realizar la conexión automática de los conductores que componen una fase sin los acoplamientos entre las bobinas. Pero aquí no se puede aplicar el tipo ordinario de devanado ondulado de corriente continua, porque para hacer un devanado de corriente alterna es necesario que el número total de bobinas, igual al número de ranuras, se divida entre tres, mientras que la fórmula para el paso resultante del devanado ondulado de corriente continua igual a:

$$y_{res} = \frac{Z \pm 1}{p} = \frac{6pq \pm 1}{p}$$

no satisface esta condición.

Para obtener un devanado ondulado de corriente alterna se utiliza el devanado con paso resultante  $y_{res} = Z/p = 6q$  que no da desviación en el campo magnético cuando la onda del devanado recorre sucesivamente por debajo de diferentes polos; pero durante su regreso al conductor de partida la onda recibe un desplazamiento artificial hacia adelante o hacia atrás equivalente a una barra, después de lo cual se efectúa un nuevo recorrido con el mismo paso  $y_{res}$ , etc. Como resultado de la adoptación de este principio para el montaje del devanado ondulado en cada fase resultan dos sectores separados cortados y el devanado sólo tiene, para cualquier número de polos, una conexión entre bobinas por fase. Un devanado como este se utiliza, por ejemplo, en el alternador hidráulico producido por la fábrica "Electrosila" para 15000 kW, 6000 V, siendo  $Z = 180$ ,  $s_{con} = 2$ ,  $q = 3$ ,  $2p = 20$  y los pasos  $y_{res} = 180/10 = 18$ ,  $y_1 = 8$  y  $y_2 = 10$ . Aquí  $s_{con}$  es el número de conductores efectivos que tiene una ranura.

Cabe señalar que los devanados ondulados de paso corto, al igual que los devanados de lazo, mejoran las características eléctricas de la máquina, pero no dan economía de cobre en las partes frontales. Efectivamente, como se ve en el ejemplo de dicho alternador, la reducción de un paso parcial, con respecto al diametral, hasta  $y_1 = \frac{8}{9}\tau$ , provoca el alargamiento correspondiente del segundo paso parcial hasta  $y_2 = \frac{11}{9}\tau$ , como resultado de lo cual la longitud sumaria de las partes frontales no varía.

Los devanados ondulados congruentes se utilizan con preponderancia en los rotores de motores asincrónicos con anillos de contacto, ya que en este caso, a causa de que en los anillos no se precisa la obtención de tensiones normalizadas, puede utilizarse más ampliamente el devanado de barras cuya confección es más simple y que permite utilizar mejor el área de la ranura, a cuenta de la reducción de la cantidad de materiales aislantes. Los devanados ondulados para el rotor se hacen generalmente con paso diametral.

En la fig. 3-3 está representado el esquema de un devanado ondulado de paso entero siendo  $2p = 6$ ,  $Z = 36$ ,  $s_{con} = 2$ ,  $q = 2$ ,  $y_{res} = 36:3 = 12$ ,  $y_1 = 6$  y  $y_2 = 6$ .

### *3-3. Devanados trifásicos de una capa con bobinas de igual anchura*

Antes los devanados de una capa se utilizaban mucho, pero en la actualidad han sido, casi completamente, reemplazados por los devanados de dos capas y sólo se utilizan en casos especiales. No obstante, son muchas aún las máquinas con devanados de una capa que hoy día se encuentran en servicio.

En este párrafo estudiaremos los principales devanados de una capa con bobinas de igual anchura. Todas las bobinas de estos

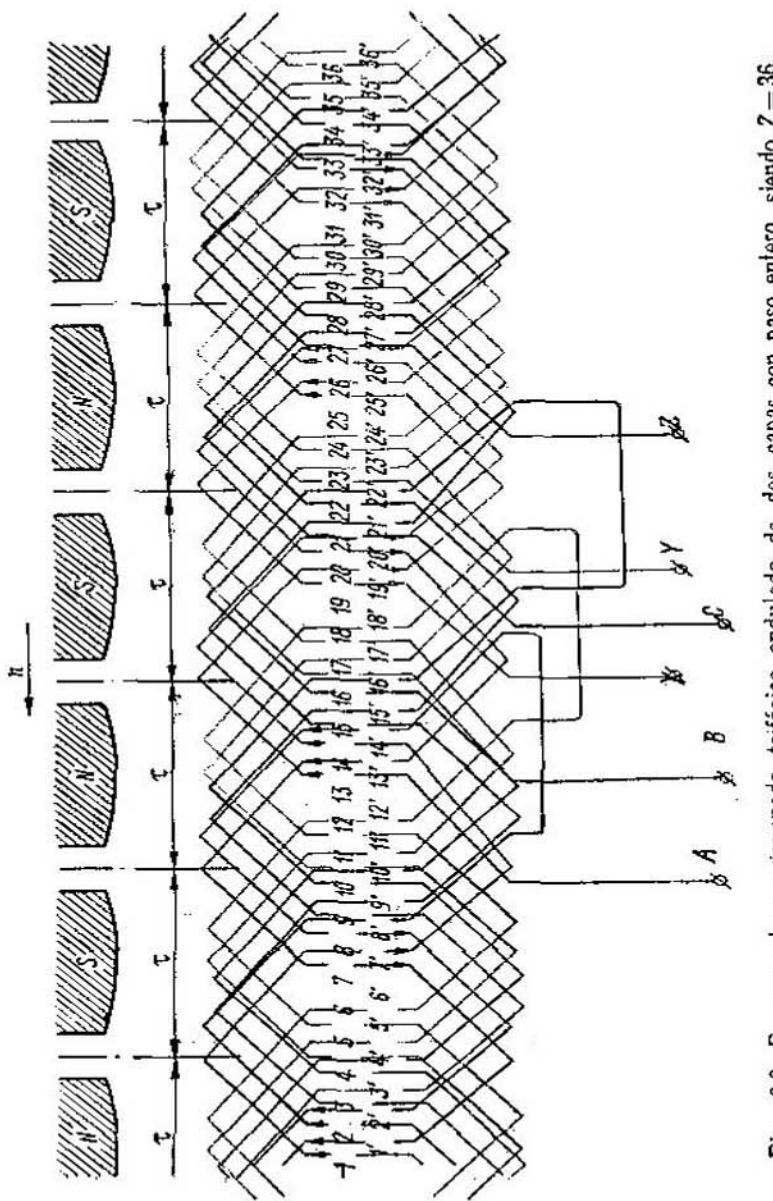


Fig. 3-3. Esquema de un devanado trifásico ondulado de dos capas con paso entero, siendo  $Z = 36$ ,  
 $2p = 6$ ,  $q = 2$

devanados tienen la misma forma y se pueden arrollar sobre una plantilla común, por lo cual a estos devanados se les llama también devanados en rombo. Estos devanados tienen la ventaja de que permiten también la reducción del paso, pero, al igual que en los demás devanados de una capa, surgen dificultades al colocar las partes frontales, debidas a que el devanado se coloca en las ranuras en una sola capa, y en las partes frontales, a causa del cruzado de los conductores, es necesario colocar el devanado en dos (o en más) planos.

**A. Devanados de evolvente de una capa.** El esquema del devanado de una capa con bobinas de igual anchura se puede obtener fácilmente de la forma siguiente:

Si en un devanado de lazo de dos capas duplicamos el número de ranuras o reducimos dos veces el número de bobinas, y si colocamos en cada ranura una parte activa de tal modo que se sucedan consecutivamente las partes primarias y finales de las bobinas, dirigiendo consecutivamente hacia la izquierda y hacia la derecha las partes frontales, se obtendrá un devanado de lazo de una capa.

En la fig. 3-4, a está representado un devanado imbricado de una capa con paso reducido igual a  $y = \frac{9}{12}\tau$ , con  $2p = 4$ ,  $Z = 48$

y  $q = 4$ . En la fig. 3-4, b está representada la estrella de f.e.m. de ranura del devanado en cuestión con 24 rayos en cada paso doble polar.

La reducción del paso del devanado de una capa sólo puede realizarse en un número par de divisiones dentales. Tal esquema se utiliza generalmente para los devanados de barras, donde las barras y las partes frontales se hacen por separado y se sueldan con estafío durante la colocación del devanado en las ranuras.

Las partes frontales del devanado en cuestión se disponen en dos planos perpendiculares al eje de la máquina del modo siguiente: los conductores de las partes frontales del devanado representado en la fig. 3-4, a, que están en el esquema inclinados hacia un lado, se disponen en un plano, y los inclinados hacia el otro lado, en otro plano. En este caso, los conductores de la parte frontal se doblan por la evolvente, de donde procede el nombre de este devanado. El devanado de este tipo se utilizaba mucho en una serie antigua de turboalternadores que producía antes la fábrica "Electrosila", y también en varias máquinas sincrónicas extranjeras.

Al calcular los factores de distribución del devanado de este tipo hay que tener en cuenta que cada grupo de bobinas de este devanado consta de  $q/2$  bobinas, por lo cual en las fórmulas (2-15) y (2-17) en lugar de  $q$  hay que poner  $q/2$ .

**B. Devanado de cadena.** En las máquinas asíncronas de pequeña potencia, donde se utilizan devanados de una capa con un esquema análogo al de la fig. 3-4, a las partes frontales se les da otra forma, ya que en este caso las bobinas que son de

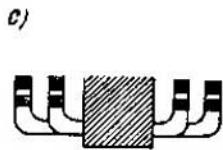
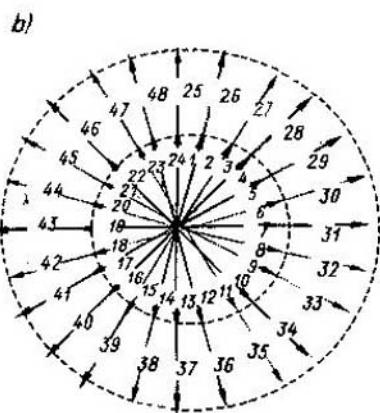
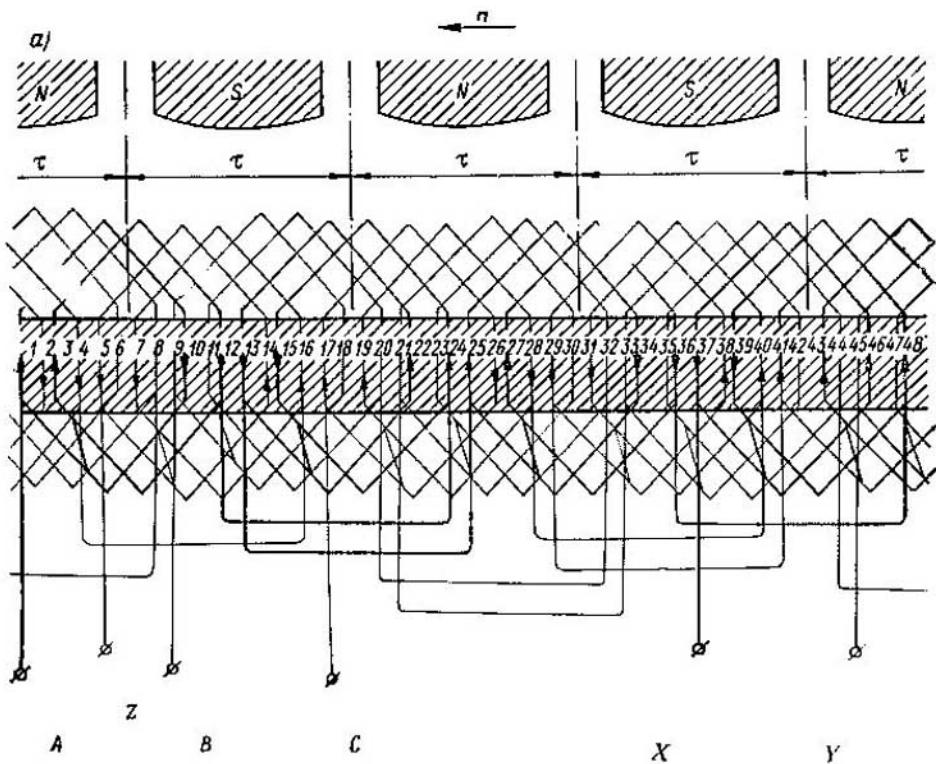


Fig. 3-4. Devanado trifásico imbricado de una capa de tipo de evolvente con paso reducido, siendo  $Z=48$ ,  $2p=4$ ,  $q=4$ ,  $y=9$ ,  $\beta=9/12$ : a—esquema del devanado; b—estrella de f.e.m.; c—disposición de las partes frontales

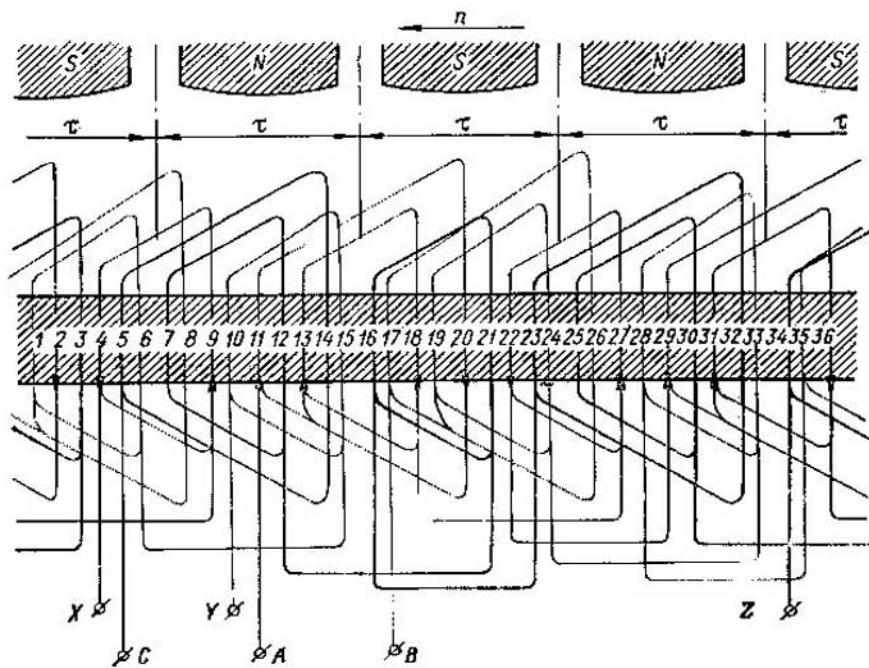


Fig. 3-5. Esquema de un devanado trifásico de cadena con  $Z=36$ ,  $2p=4$ ,  $q=3$ ,  $y=\frac{7}{9}\tau$

espiras múltiples se deforman fácilmente durante el montaje (son "blandas"). En la fig. 3-5 está representado el esquema de un devanado de este tipo con  $m=3$ ,  $Z=36$ ,  $2p=4$ ,  $q=3$ ,  $y=\frac{7}{9}\tau$ . El esquema de la fig. 3-5 difiere del de la fig. 3-4 sólo por la forma de las partes frontales.

El devanado de la fig. 3-5 por la forma de sus partes frontales lleva el nombre de devanado de cadena. En la fig. 3-6 se representa el estator de un motor asincrónico durante la colocación del devanado en cadena en sus ranuras.

**C. Devanados de una capa "con inclinación".** Los devanados de una capa de los tipos examinados, cuando  $q$  es par, se pueden fabricar también doblando las partes frontales de  $q/2$  bobinas hacia un lado y las de las  $q/2$  bobinas contiguas, hacia otro lado, etc. o, como se dice, "con inclinación". Aunque en este caso los pasos de las bobinas de los devanados de este tipo resultan ser espacialmente menores que un paso polar, no obstante, estos devanados poseen, en esencia, las particularidades eléctricas de los devanados de paso entero, ya que las zonas de diferentes fases no se cruzan y todos los conductores de una fase dada pueden conectarse de nuevo en espiras y bobinas de paso entero. Por esta razón, al calcular los coeficientes de devanado hay que considerar los

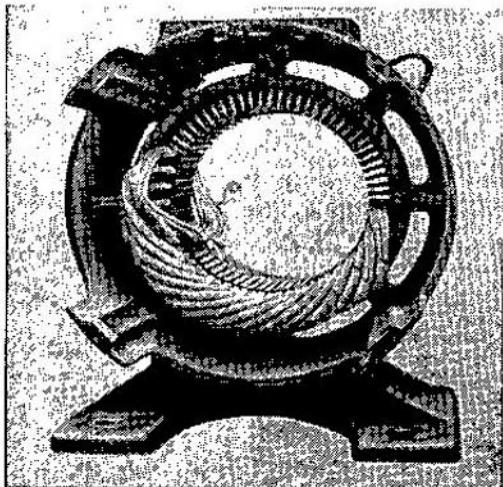


Fig. 3-6. Estator de un motor asincrono con devanado de cadena parcialmente colocado

"inclinación" en comparación con los devanados de bobinas con paso espacialmente entero. En los devanados de una capa analizados más arriba se pueden formar  $p$ , y parcialmente también  $2p$  ramas paralelas equivalentes.

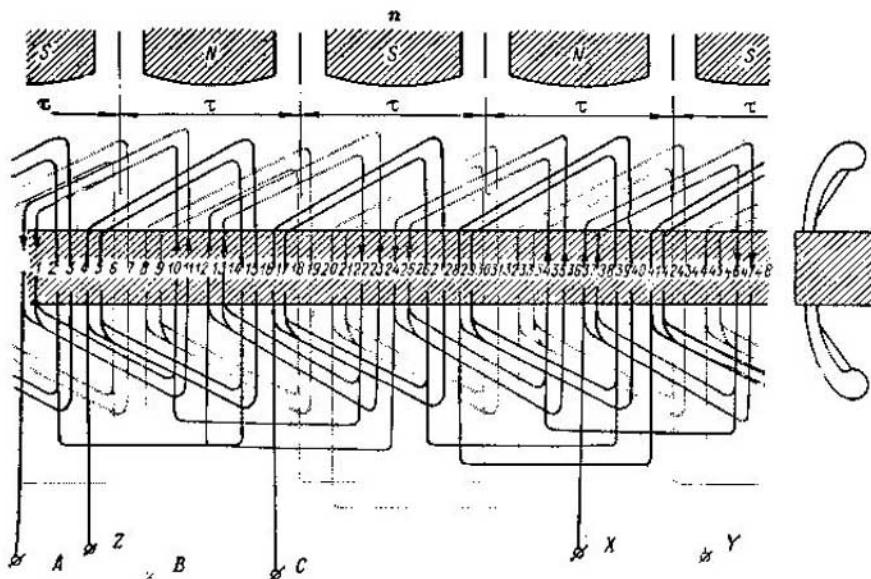


Fig. 3-7. Esquema de un devanado trifásico imbricado de una capa "con inclinación" siendo  $Z=48$ ,  $2p=4$ ,  $q=4$

pasos de los devanados como enteros y tomar por  $q$  el número real de ranuras por polo y fase. En la fig. 3-7 se da el esquema de un devanado "con inclinación" para  $m = 3$ ,  $2p = 4$ ,  $Z = 48$  y  $q = 4$ .

Las partes frontales de los devanados en cuestión se colocan de la misma forma que en los devanados representados en el esquema de la fig. 3-5. Como el paso de las bobinas es espacialmente reducido, la longitud de sus partes frontales es menor que en las bobinas con paso entero, lo que constituye una ventaja de los devanados "con

### 3-4. Devanados trifásicos concéntricos de una capa congruentes

Estos devanados antes se utilizaban muy ampliamente en las máquinas asíncronas y sincrónicas, pero en la actualidad se usan relativamente poco y sólo en máquinas de pequeña potencia.

**A. Devanado trifásico biplanar (dispuesto en dos planos).** En la fig. 3-8, a se representa el esquema desarrollado de un devanado

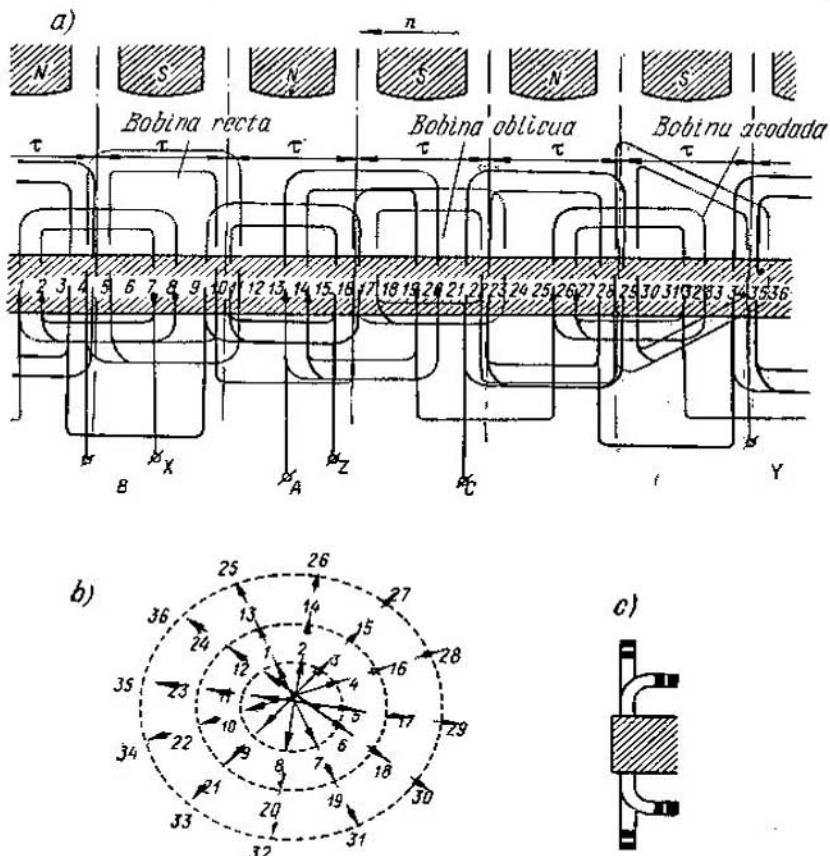


Fig. 3-8. Devanado trifásico biplanetar de bobinas concéntricas con  $Z = 36$ ,  $2p = 6$ ,  $q = 2$ : a—esquema del devanado; b—estrella de f.e.m. c—disposición de las partes frontales

de este tipo con  $2p = 6$  y  $q = 2$ . En la fig. 3-8, b está representada la estrella de f.e.m. de ranura del devanado compuesta de 12 rayos por cada paso doble polar.

En la fig. 3-8, a se ve que los grupos de bobinas del devanado están compuestos de bobinas concéntricas de diferente anchura, por lo cual estos devanados llevan el nombre de devanados con-

céntricos. Debido a la disposición de las partes frontales del devanado en dos planos, todas las  $q$  bobinas de un grupo se doblan al salir de la ranura hacia un lado. En este caso, las partes frontales de los grupos de bobinas cortos y largos se doblan después de salir de la ranura a diferentes ángulos. Como se muestra en la fig. 3-8, c, en caso particular, las bobinas largas pueden no doblarse.

En un devanado con número par de pares de polos, una mitad de bobinas son largas y la otra mitad, cortas. Cuando el número de pares de polos es impar (por ejemplo  $p = 3, 5, 7$ ) hay que hacer una bobina acodada de tal modo que su parte frontal esté especialmente dobrada (fig. 3-8, a), puesto que en este caso el número de grupos de bobinas para toda la máquina es impar ( $mp = 3p$ ). La presencia de esta bobina acodada es indeseable por las dificultades que existen para su confección y reparación y también por las dificultades suplementarias que surgen cuando se necesita formar grupos paralelos.

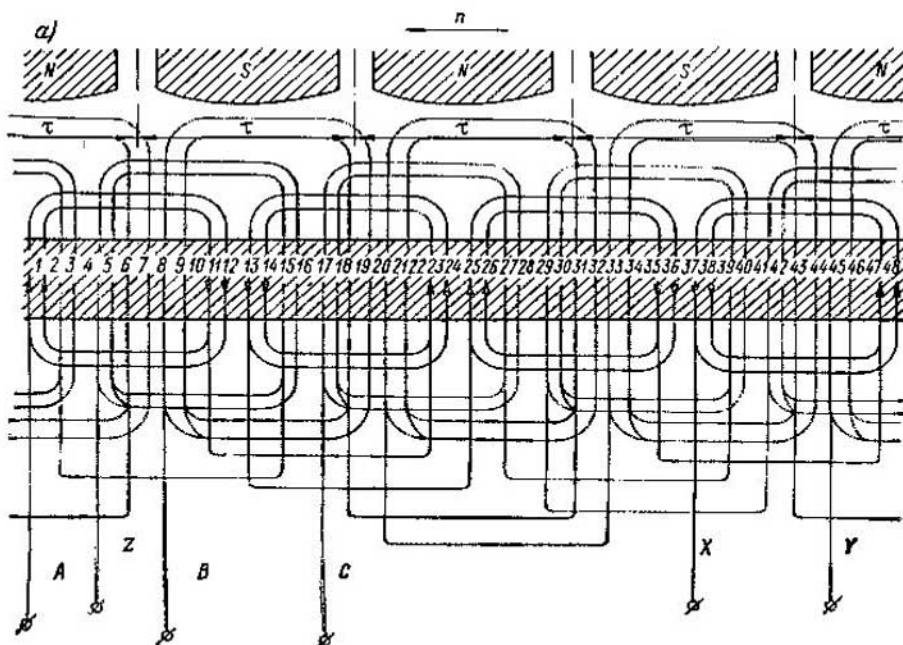
La reparación de las bobinas rectas deterioradas del devanado se realiza fácilmente ya que cada una de estas bobinas puede ser desenrollada sin afectar la integridad de las bobinas contiguas. Para reparar la bobina encorvada hay que desenrollar al principio las dos bobinas rectas sin defectos contiguas y después desenrollar y arrollar de nuevo la bobina encorvada deteriorada.

En este devanado el gasto de cobre es relativamente grande; esto se debe a que sus partes frontales son relativamente largas  $l_1 \approx (2,4 \div 2,6) r$ .

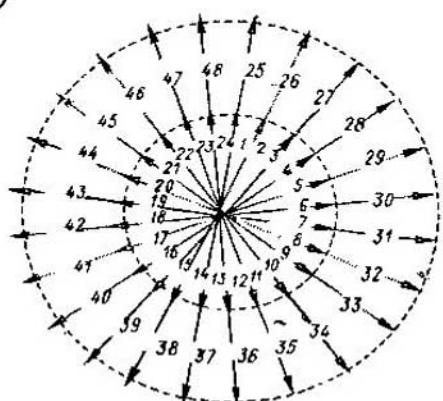
En los devanados concéntricos surgen dificultades al formar las ramas paralelas, debidas a que las bobinas de diferente forma tienen distintas inductancias y resistencias óhmicas, y las ramas que tienen distintas resistencias se cargarán de corriente irregularmente.

Aunque las bobinas de los devanados concéntricos tienen diferentes pasos, estos devanados siempre se consideran, en esencia, como devanados de paso entero, puesto que sus zonas de fase no se cruzan y todos los conductores de fase pueden ser conectados de nuevo en espiras con paso entero.

**B. Devanado trifásico triplanar** (dispuesto en tres planos). El devanado triplanar se usa generalmente cuando el número  $q$  de ranuras por polo y fase es par, lo cual permite dividir el grupo de bobinas, pertenecientes a una zona de fase, en la parte frontal en dos mitades de  $q/2$  bobinas cada una, y desplegar las bobinas del grupo en dos lados (fig. 3-9, a) y no en un solo lado como en el devanado biplanar (fig. 3-8, a). En este caso hay que disponer las partes frontales del devanado en tres planos, como se representa en la fig. 3-9, c. El paso medio de las bobinas del devanado triplanar es menor que el de las bobinas del devanado biplanar, por lo tanto, la longitud de las partes frontales del devanado triplanar es también un poco menor.



b)



c)

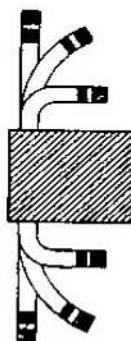


Fig. 3-9. Devanado trifásico triplanar de bobinas concéntricas con  $Z = 48$ ,  $2p = 4$ ,  $q = 4$ : a—esquema del devanado; b—estrella de f.e.m.; c—disposición de las partes frontales

El devanado triplanar se utilizaba frecuentemente en los motores y alternadores de producción extranjera con un número de polos de  $2p = 2$ .

**C. Devanado trifásico triplanar para estatores desarmables.** En la fig. 3-10, a está representado el esquema de un devanado para  $2p = 4$  con  $q = 2$ . En este devanado, al igual que en el biplanar (fig. 3-8, a), todas las bobinas de ranura, pertenecientes a una misma zona de fase, están dobladas hacia un mismo lado, y en la

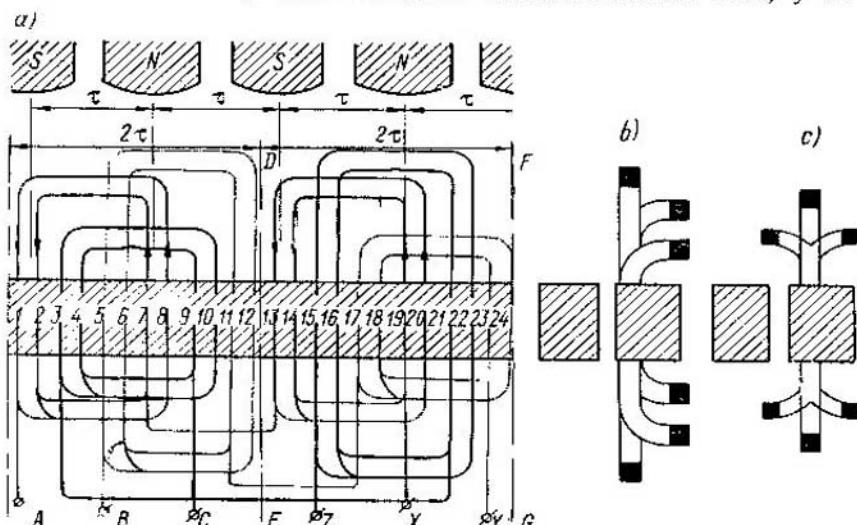


Fig. 3-10. Devanado trifásico triplanar de bobinas concéntricas para un estotor desarmable con  $Z = 24$ ,  $2p = 4$ ,  $q = 2$ : a—esquema del devanado; b y c—disposición de las partes frontales

parte frontal no se dividen en dos partes como ocurre en un devanado ordinario triplanar (fig. 3-9, a). Esto proporciona una distribución muy irregular de los conductores en las partes frontales, pero permite tener líneas de desempalme del estotor, por las que no se corta ninguna bobina, sino que sólo las conexiones de entrebobinas. Las líneas  $DE$  y  $EG$  en la fig. 3-10, a pueden ser cómodas para el desacoplamiento del estotor. En este caso, para efectuar el desacoplamiento sólo es preciso desconectar las conexiones de entrebobinas sin afectar la integridad de las bobinas principales, lo que es imposible realizar en otros tipos de devanados. Pero, en el devanado en cuestión, las partes frontales tienen un vuelo excesivo, lo que provoca el crecimiento del vuelo de las pantallas laterales y el aumento de la longitud constructiva de la máquina.

En la fig. 3-10, b, c se representa la disposición de las partes frontales de las bobinas del devanado en cuestión. Puesto que siendo el estotor desarmable ya no hace falta sacar el rotor en dirección axial, las bobinas de una de las fases pueden estar do-

bladas hacia el rotor, lo que permite reducir un poco la longitud de las partes frontales, como se ve comparando las partes frontales en las figs. 3-10, b, c.

### 3-5. F.e.m. de los armónicos de ranura del campo

Más arriba, en el cap. II, se analizaron los armónicos fundamental y superiores del campo, provocados por el sistema de excitación de la máquina sincrónica cuando la superficie del estator se consideraba lisa, es decir, sin ranuras. En realidad la apertura de las ranuras desfigura la forma del campo de excitación, provocando la aparición de los llamados armónicos de ranura del campo, que inducen también f.e.m. en el devanado del estator.

Analicemos un caso algo idealizado, cuando el sistema de excitación de una máquina sincrónica crea, en el caso de estator sin ranuras una onda rectangular de campo con una altura de  $B_m$ . Entonces, en el caso de estator con ranuras (fig. 3-11, a), el campo adquiere el carácter representado en la fig. 3-11, b con linea llena. Esta curva se puede representar como el resultado de la superposición de la onda rectangular (fig. 3-11, c) de altura  $B_c$  y la curva de las pulsaciones de ranura del campo (fig. 3-11, d). Es evidente que

$$B_c = B_m/k_\delta,$$

donde  $k_\delta$  es el factor de entrehierro.

La onda rectangular de altura  $B_c$  contiene los mismos armónicos que en el caso de estator sin ranuras y en un mismo porcentaje. Todos estos armónicos del campo giran con la misma velocidad que el rotor, las f.e.m. inducidas por ellos se han estudiado más arriba. En cuanto a la magnitud de estos armónicos de f.e.m., las ranuras del estator sólo provocan su reducción. El grado de reducción lo determina el factor de entrehierro.

Más complicado es el análisis del campo de ranura cuya curva se representa en la fig. 3-11, d. Esta curva con un período de  $2\pi$  o de dos pasos polares es simétrica con respecto al eje de abscisas, es decir, el trozo de la curva entre  $\alpha = \pi$  y  $\alpha = 2\pi$ , que está desplazado en un semiperíodo hacia la izquierda, es la imagen especular del trozo entre  $\alpha = 0$  y  $\alpha = \pi$  con respecto del eje de abscisas. Por eso la curva en la fig. 3-11, d sólo contiene armónicos impares ( $v = 1, 3, 5 \dots$ ). En este caso, por lo visto, los armónicos más importantes son los del orden  $v = 2Q \pm 1$  (en la fig. 3-11, a se ha tomado  $2Q = 6$ ).

La forma de la curva en la fig. 3-11, d varía con el desplazamiento de los polos del rotor con respecto al estator. Esto significa que los armónicos de esta curva se desplazan con respecto al estator, con diferentes velocidades, e inducen en el devanado del estator f.e.m. de distintas frecuencias.

En este caso, los armónicos de ranura de los órdenes  $v_s = 2Qk \pm 1$ , que inducen en el devanado una f.e.m. con frecuencia de  $v_s f_1$ ,

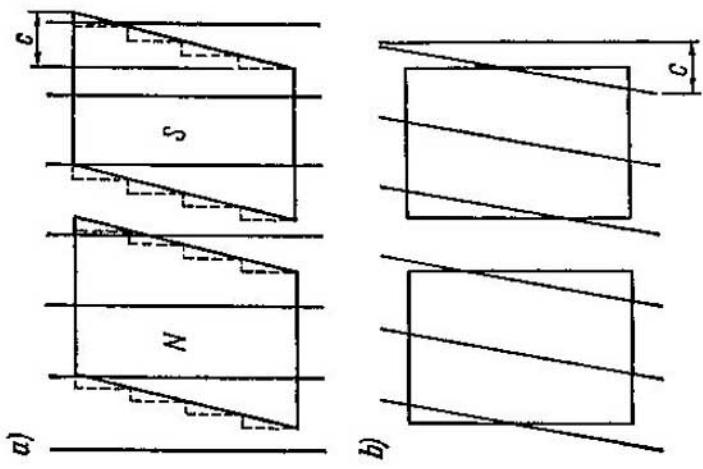


Fig. 3-12. Chaffán de los polos (a) y de las ranuras (b) de una máquina síncrona ca

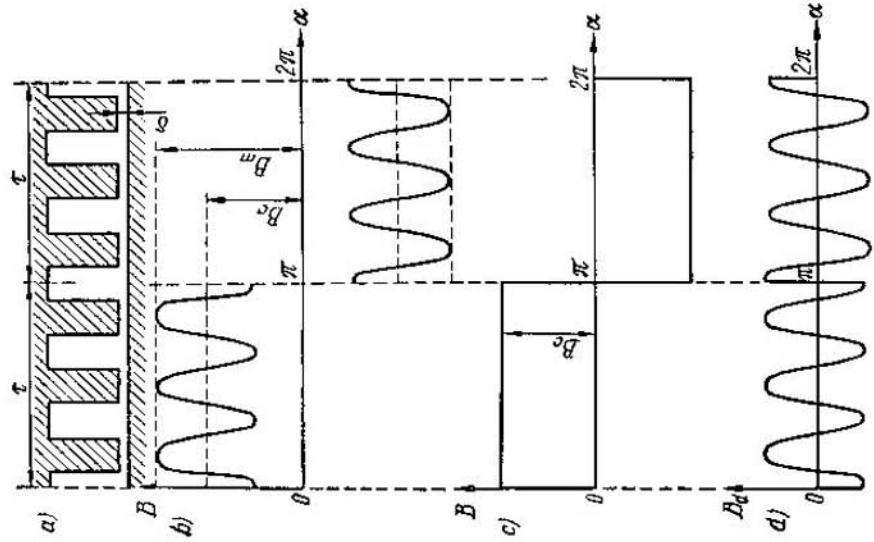


Fig. 3-11. Armónicos de ranura del campo en el entrehielo

son los más peligrosos, ya que estos armónicos de campo tienen amplitudes máximas y cuando  $q$  es entero, como fue demostrado más arriba, los factores de devanado para estos armónicos son iguales al factor de devanado del armónico fundamental, por lo cual siendo  $q$  entero el devanado no amortigua estos armónicos de f.e.m.

Una medida efectiva para la lucha contra los armónicos de ranura de f.e.m. es la utilización de devanados no congruentes que se estudian más abajo en el § 3-6. Estos armónicos de f.e.m. se pueden reducir también considerablemente achaflanando las zapatas polares o las ranuras del estator en un paso dental del estator.

En la fig. 3-12, a se representa en el plano el chaflán de las zapatas polares, y en la fig. 3-12, b el chaflán de las ranuras del estator. Durante el montaje de los polos junto con las zapatas de chapas estampadas de acero, prácticamente es más fácil realizar el achaflanado de las zapatas escalonadamente, así como se muestra en la fig. 3-12, a con línea de trazos.

Si achaflanamos las zapatas o las ranuras en cierta magnitud  $c$ , las f.e.m. inducidas en varios puntos sucesivos por la longitud del conductor estarán desfasadas entre sí. El diagrama vectorial de estas f.e.m. puede ser representado por un arco de circunferencia con ángulo central de  $\frac{c}{\tau} \pi$  (fig. 3-13). La suma geométrica de estas

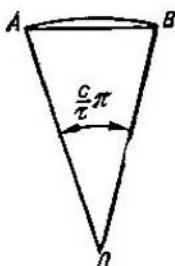


Fig. 3-13. Para la determinación del coeficiente de inclinación de una zapata polar

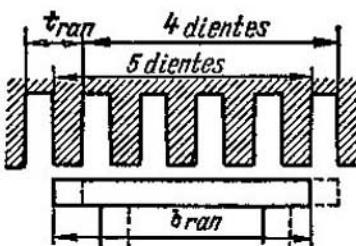


Fig. 3-14. Variación de la conductividad del entrehierro cuando  $b_{ran} = 4,5 t_{ran}$

f.e.m. se expresa con la cuerda  $AB$ . Por consiguiente, en la fórmula de f.e.m. hay que introducir el coeficiente suplementario de achaflanado de la zapata polar que es igual a la relación entre las longitudes de la cuerda  $AB$  y el arco  $AB$ . Así pues, para el primer armónico y para los armónicos del orden de  $v$  tenemos:

$$k_{ach\ 1} = \frac{\operatorname{sen} \frac{c}{\tau} \frac{\pi}{2}}{\frac{c}{\tau} \frac{\pi}{2}}; \quad k_{ach\ v} = \frac{\operatorname{sen} \frac{vc}{\tau} \frac{\pi}{2}}{\frac{vc}{\tau} \frac{\pi}{2}}. \quad (3-1)$$

Evidentemente el achaflanado de la zapata polar desempeña el mismo papel que la distribución del devanado o la reducción del paso. Cuando  $c = t_{\text{dis}1}$  el coeficiente  $k_{\text{ach}1}$  se distingue poco de la unidad, mientras  $k_{\text{ach}v}$  para los armónicos de ranura se hace muy pequeño, así se consigue el debilitamiento de estos armónicos en la curva de f.e.m.

En la curva de f.e.m. los armónicos superiores son provocados también por las oscilaciones longitudinales del flujo magnético que pueden surgir en determinadas condiciones.

Para acotar el cuadro de este fenómeno supongamos que  $m = 3$  y  $q = 2$ ; entonces  $Q = mq = 3 \cdot 2 = 6$  ranuras. Si el arco polar es igual a 4,5 del paso dental, entonces, en la posición del polo representada en la fig. 3-14 con línea llena, habrá debajo de la zapata polar cinco dientes, y en la posición representada con línea de trazos, sólo cuatro dientes. Esto conduce a la variación de la permeancia en el entrehierro y, por consiguiente, a la pulsación de la magnitud del flujo magnético. En el diseño de las máquinas hay que evitar la posibilidad del surgimiento de este fenómeno que provoca el aumento de las pérdidas adicionales en el acero a causa de las oscilaciones de alta frecuencia del flujo.

### 3-6. Devanados trifásicos no congruentes

**A. Principios generales para la confección de devanados no congruentes.** En los alternadores sincrónicos con pequeño número de ranuras por polo y fase ( $q = 1, 2, 3$ ), en los devanados del estator se pueden inducir f.e.m. de armónicos de ranura notables, ya que en los devanados con  $q$  entero los respectivos elementos de devanado de cada fase están situados debajo de diferentes polos y en la misma posición con respecto al eje de los polos; por eso los armónicos superiores de f.e.m. de todos los grupos de fase del devanado se suman algebráicamente y su magnitud total figura en la f.e.m. resultante de toda la máquina. Si hacemos un devanado no congruente con un coeficiente de fraccionamiento bastante bien elegido, entonces ciertos elementos de devanado, pertenecientes a la fase dada, pueden encontrarse debajo de diferentes polos y en diferente posición con respecto al campo magnético. El desplazamiento de estos elementos con respecto al eje de los polos se puede elegir de tal manera que el factor de devanado de la onda fundamental se reduzca insignificantemente, pero los factores de devanado de los armónicos superiores pueden hacerse tan pequeños, en comparación con estos mismos factores para un devanado con el  $q$  entero más próximo, que la magnitud de los armónicos con respecto a la onda fundamental de f.e.m. sea completamente ínfima.

Como es sabido, se llaman devanados congruentes los devanados de corriente alterna que tienen el mismo número de ranuras en todas las zonas de fase. Se llaman devanados no congruentes los devanados que en diferentes zonas de fase, pertenecientes a una

misma fase, tienen un número de ranuras que se diferencian en una unidad. Los grupos de bobinas (zonas de fase) de cada fase, cuyo número de ranuras se diferencia en una unidad, deben estar simétricamente distribuidos por la circunferencia de la máquina.

Para hacer un devanado polifásico no congruente es preciso que las f.e.m. resultantes de ciertas fases sean de igual magnitud y estén desfasadas entre sí en  $2\pi/m$ .

El devanado no congruente se puede estudiar mejor partiendo de la estrella de f.e.m. de ranura.

El número fraccionario de ranuras por polo y fase se expresa por la fórmula:

$$q = a + \frac{b}{c} = \frac{ac+b}{c}, \quad (3-2)$$

donde  $a$ ,  $b$  y  $c$  son números enteros,  $b/c$  es una fracción propia con números mutuamente simples. Como se verá en los siguientes ejemplos el denominador de fraccionamiento del devanado  $c$  es el divisor del número de pares de polos. En una máquina trifásica éste no debe ser igual a múltiplo de tres, ya que sólo en este caso los grupos de bobinas que tienen diferente número de barras se dispondrán uniformemente por las fases.

Para poder hacer un devanado no congruente con las ranuras del estator completamente bobinadas es necesario que el número de ranuras por cada fase del devanado, que están dispuestas debajo de los polos similares, sea igual, lo que conduce a la condición:

$$\frac{Z}{2m} = \gamma = \text{número entero.}$$

Si el número de ranuras  $Z$  y el número de polos  $p$  tienen un máximo común divisor  $t$ , entonces, después de hacer un sector de devanado para  $p/t$  pares de polos, comienzan a encontrarse barras que tienen, respectivamente, la misma fase de f.e.m. que la del grupo inicial; por lo tanto, el devanado tendrá  $t$  barras de igual fase y se podrán formar  $t$  grupos paralelos.

Cuando el número de ranuras  $Z$  es par y el máximo divisor es  $t > 1$ , después de hacer un sector de devanado para  $p:2t$  pares de polos, comienzan a encontrarse barras con f.e.m. desplazadas a  $180^\circ$  con respecto a la f.e.m. de las barras del grupo inicial. Tal devanado permite formar  $2t$  grupos paralelos, y los grupos de barras con f.e.m. desplazadas a  $180^\circ$  con respecto a la f.e.m. del grupo inicial deben conectarse a los nudos comunes no por sus comienzos sino por sus finales.

Para poder formar un devanado de  $m$  fases, el número de las ranuras que están desfasadas y que entran en cada devanado simple de  $Z/t$  ranuras, debe dividirse entre  $m$ ; por lo tanto,

$$\frac{Z}{tm} = \text{número entero;}$$

pero como  $\frac{Z}{2m} = \gamma$ , se desprende de aquí la condición:

$$2\gamma/t = \text{número entero.}$$

Para trazar la estrella de f.e.m. de ranura hay que tener en cuenta las siguientes condiciones.

El ángulo eléctrico formado por las f.e.m. de las barras situadas en dos ranuras contiguas es igual a:

$$\alpha = \frac{p \cdot 360^\circ}{Z} = \frac{p \cdot 360^\circ}{2pmq} = \frac{180^\circ}{mq}, \quad (3-3)$$

y siendo  $m=3$

$$\alpha = \frac{60^\circ}{q} = \frac{c \cdot 60^\circ}{ac + b}. \quad (3-4)$$

En caso que  $Z$  y  $p$  sean números mutuamente simples ( $t=1$ ), resulta que en el devanado no hay ranuras que tengan f.e.m. coincidentes en fase; por eso el mínimo desfasaje posible entre las f.e.m. de dos ranuras es igual a:

$$\alpha' = 360^\circ/Z. \quad (3-5)$$

En la representación de la estrella de f.e.m. de ranura,  $\alpha'$  sería el ángulo entre los vectores contiguos de f.e.m.

Cuando los números  $Z$  y  $p$  tienen un máximo común divisor  $t$ , el devanado tiene  $t$  ranuras de igual fase. En este caso el devanado se descompondrá en  $t$  devanados simples que contienen cada uno  $Z/t$  ranuras, por eso, el ángulo entre los vectores contiguos de f.e.m. en la estrella será igual a:

$$\alpha' = t \cdot 360^\circ/Z. \quad (3-6)$$

Los devanados no congruentes pueden ser de una capa y de dos capas. Estos últimos pueden confeccionarse adoptando el principio de los devanados de lazo y ondulados hendidos de corriente continua. Los devanados de dos capas, en comparación con los de una capa, poseen la ventaja de que permiten el empleo de bobinas sobre modelo que se colocan en las ranuras abiertas del estator. Más abajo estudiaremos ejemplos de devanados no congruentes de dos capas, puesto que en las máquinas modernas los devanados no congruentes de una capa prácticamente no se utilizan.

**B. Devanados de lazo no congruentes.** Analicemos las particularidades de este tipo de devanado en el ejemplo de un devanado con los siguientes datos característicos:  $Z=30$ ,  $2p=8$ ,  $m=3$ . El máximo común divisor de  $Z$  y  $p$  es igual a  $t=2$ . El número de ranuras por polo y fase es igual a:

$$q = \frac{Z}{2pm} = \frac{30}{8 \cdot 3} = 1 \frac{1}{4}$$

siendo  $a=1$ ,  $b=1$  y  $c=4$ . El ángulo eléctrico entre las ranuras contiguas será igual a:

$$\alpha = \frac{p \cdot 360^\circ}{Z} = \frac{4 \cdot 360^\circ}{30} = 48^\circ.$$

El ángulo entre los vectores contiguos de la estrella de f.e.m. de ranura es igual a:

$$\alpha' = \frac{t \cdot 360^\circ}{Z} = \frac{2 \cdot 360^\circ}{30} = 24^\circ.$$

Teniendo en cuenta que la f.e.m. de los conductores inferiores está desplazada de la f.e.m. de los conductores superiores a  $180^\circ$ , cuando el número de vectores de f.e.m. es impar su número se duplica y el ángulo entre los vectores contiguos (fig. 3-15) será igual a:

$$\alpha'' = \frac{t \cdot 360^\circ}{2Z} = 12^\circ.$$

El número de ranuras por fase situadas debajo de los polos de la misma polaridad es igual a:

$$\gamma = Z:2m = 30:6 = 5 \text{ y } 2\gamma:t = 10:2 = 5.$$

El paso del devanado se toma desde la primera ranura hasta la cuarta, así que,

$$\beta = \gamma/\tau = 3/3,75 = 0,8.$$

El esquema del devanado con los datos característicos indicados más arriba se representa en la fig. 3-15, a. El orden de conexión de las secciones del devanado se determina por los siguientes datos tabulados:

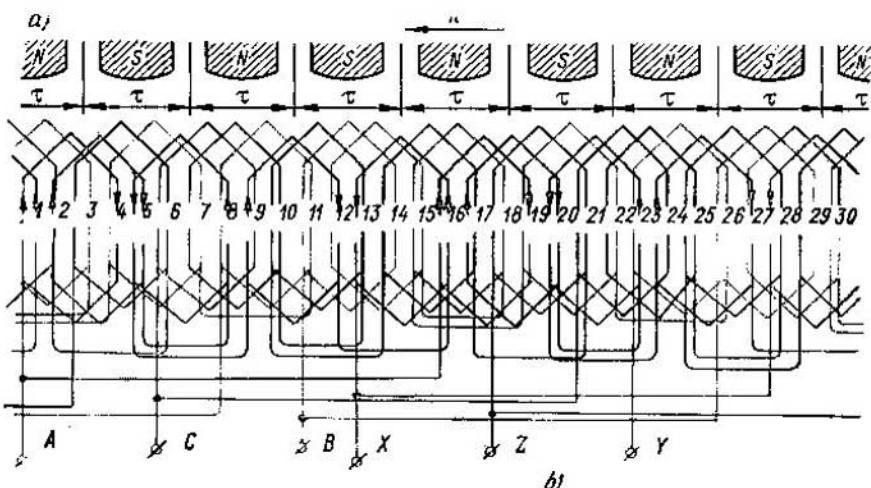
<i>A</i>	—	<i>t</i>	—	<i>4'</i>	—	<i>2</i>	—	<i>5'</i>	—	<i>8</i>	—	<i>5</i>	—	<i>9</i>	—	<i>12'</i>	—	<i>16'</i>	—	<i>13</i>	—	<i>16</i>	—	<i>19'</i>	—	
	—	<i>17</i>	—	<i>20'</i>	—	<i>23'</i>	—	<i>20</i>	—	<i>24</i>	—	<i>27'</i>	—	<i>1'</i>	—	<i>28</i>	—	<i>X</i>								
<i>B</i>	—	<i>11</i>	—	<i>14'</i>	—	<i>12</i>	—	<i>15'</i>	—	<i>18'</i>	—	<i>15</i>	—	<i>19</i>	—	<i>22'</i>	—	<i>26'</i>	—	<i>23</i>	—					
	—	<i>26</i>	—	<i>29'</i>	—	<i>27</i>	—	<i>30'</i>	—	<i>3'</i>	—	<i>30</i>	—	<i>4</i>	—	<i>7'</i>	—	<i>11'</i>	—	<i>8</i>	—	<i>Y</i>				
<i>C</i>	—	<i>6</i>	—	<i>9'</i>	—	<i>7</i>	—	<i>10'</i>	—	<i>13'</i>	—	<i>10</i>	—	<i>14</i>	—	<i>17'</i>	—	<i>21'</i>	—	<i>18</i>	—	<i>21</i>	—			
	—	<i>24'</i>	—	<i>22</i>	—	<i>25'</i>	—	<i>28'</i>	—	<i>25</i>	—	<i>29</i>	—	<i>2'</i>	—	<i>6'</i>	—	<i>3</i>	—	<i>Z</i>						

Cada dos grupos de secciones conectadas en serie, escritos en un renglón y que constituyen una semifase del devanado, tienen unas f.e.m. resultantes de iguales magnitudes y coincidentes en fase. Por eso ellos pueden estar conectados entre sí tanto en serie como en paralelo.

La estrella de las f.e.m. de ranura del devanado está representada en la fig. 3-15, b. La estrella de los grupos resultantes de f.e.m. de ranura, correspondiente al orden tabulado de conexión de las secciones, dado más arriba, se representa en la fig. 3-15, c, aquí se ve que las sumas geométricas de f.e.m. de las secciones de cada fase del devanado están desplazadas entre sí a  $120^\circ$ . Esto demuestra que como resultado se obtiene un devanado trifásico regular con el debido desplazamiento de las f.e.m. de fase entre sí a  $120^\circ$ .

El devanado de dos capas permite obtener un número de circuitos paralelos igual a *t* que es el máximo común divisor de los números *Z* y *p*. En el ejemplo analizado, cuando *Z*=30 y *p*=8, tenemos *t*=2 y el devanado puede tener *a*=2 grupos paralelos como se representa en el esquema de la fig. 3-15, a.

El orden para confeccionar este devanado se puede escribir en forma de la siguiente serie numérica, donde los números significan la cantidad de ranuras (o de lados de bobinas en la fila superior).



b)

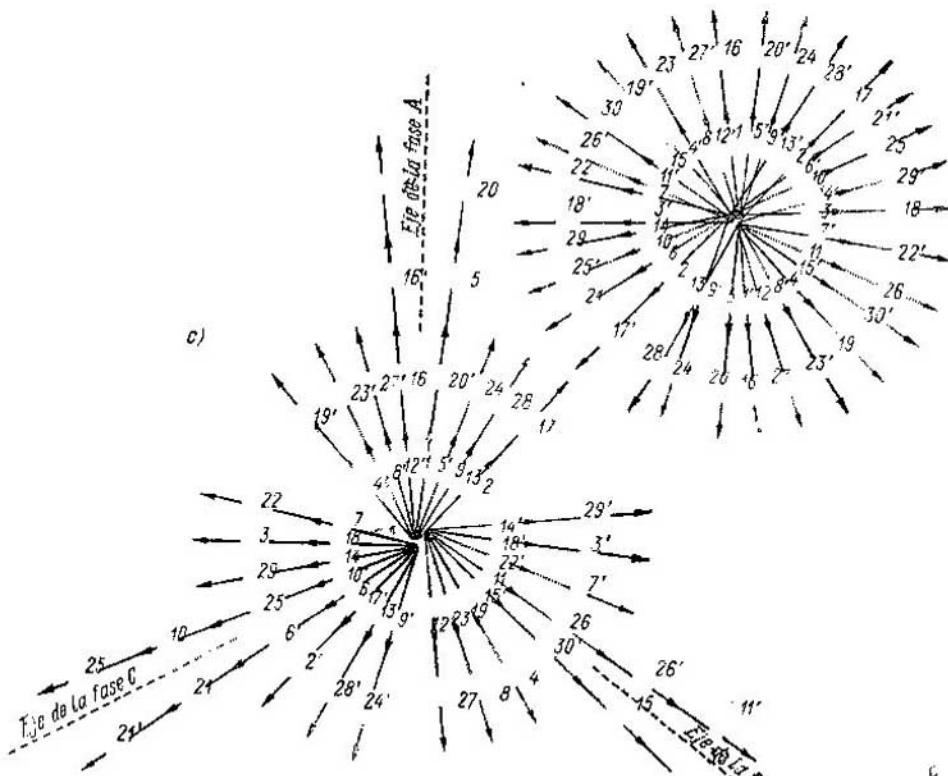


Fig. 3-15. Devanado trifásico imbricado no congruente de dos capas con  $Z=30$ ,  $2p=8$ ,  $q=1\frac{1}{4}$ ,  $y=3$ ,  $\beta=3/(3 \times 1\frac{1}{4})=0,8$ : a—esquema del devanado; b—estrella de t.e.m. de ranura; c—estrella de f.e.m. del devanado

pertenecientes a cada fase, aquí la primera cifra de la casilla significa la cantidad de ranuras en la primera fase, la segunda cifra, la cantidad de ranuras en la segunda fase y la tercera, la cantidad de ranuras en la tercera fase:

<i>N</i>	<i>S</i>	<i>N</i>	<i>S</i>	<i>N</i>	<i>S</i>	<i>N</i>	<i>S</i>
211	121	112	111	211	121	112	111

El principio de composición de la serie numérica se puede formular de la siguiente forma. Siendo  $q = 1\frac{1}{4}$ , de cada  $c=4$  grupos de bobinas cada  $b=1$  grupo tiene  $a+1=2$  bobinas, y cada  $c-b=4-1=3$  grupos tienen  $a=1$  bobina. Disponiendo el grupo grande  $b=1$  (con 2 bobinas) simétricamente entre los  $c-b=3$  grupos pequeños (de 1 bobina) obtendremos un elemento de la serie numérica, cuya repetición  $\frac{Z}{ac+b} = \frac{30}{5} = 6$  veces dará toda la serie numérica. En el caso en cuestión, cuando el número de los grupos grandes en un elemento de la serie numérica es igual a la unidad, este grupo (el número 2) se puede poner en cualquier lugar del elemento de la serie numérica.

De esta serie numérica se puede ver que una vez pasados los cuatro polos se repite de nuevo el orden de secuencia de los números observando su pertenencia a diferentes fases. Este carácter de la serie numérica indica que los conductores de las ranuras, desplazados en el espacio a una distancia igual a cuatro pasos polares, tienen f.e.m. de iguales fases y, por tanto, los respectivos rayos de la estrella de f.e.m. de ranura coinciden en dirección. Esto a su vez indica que en el devanado dado no sólo se pueden conectar en serie todos los conductores pertenecientes a una misma fase, sino también acoplar en paralelo dos mitades del devanado.

**Ejemplo.** Analicemos el ejemplo de la confección de un devanado imbricado no congruente para un alternador hidráulico construido por la fábrica "Electrosila", en el cual se ve fácilmente la utilización de las posiciones formuladas más arriba para la confección de estos devanados.

El alternador hidráulico tenía los siguientes datos característicos:

$$S = 77500 \text{ kVA}, U_n = 13800 \text{ V}, 2p = 68, Z = 600,$$

$$q = \frac{ac + b}{c} = \frac{2 \cdot 17 + 16}{17} = \frac{50}{17} = 2\frac{16}{17};$$

$$\alpha = \frac{60c}{ac + b} = \frac{60 \cdot 17}{50} = 20,4^\circ,$$

el paso 1—9,  $3q = 8,82$ , el número de ramas paralelas  $a = 4$ ,

$$\beta = \frac{g}{\tau} = \frac{8}{8,82} = 0,907.$$

Cuando la magnitud de  $\alpha'$  es pequeña es muy difícil trazar la estrella de f.e.m. de ranura, por eso, es más fácil representar el método de ejecución de este devanado por medio de una tabla numérica compuesta según el principio expuesto más arriba.

Para obtener  $q = 2\frac{16}{17}$  el devanado debe tener para cada 50 ranuras 16 bobinas con tres espiras (triples) y una bobina con dos espiras (dobles), ya que así:

$$q = \frac{3 \cdot 16 + 2}{17} = 2\frac{16}{17}.$$

Con  $Z = 600$  y  $p = 34$  tenemos  $t = 2$ , por eso el devanado se divide en dos devanados simples. La confección de un devanado con las bobinas triples y dobles distribuidas se puede representar en forma de la siguiente simple tabla de serie numérica:

$N$	$S$																
333	333	333	333	333	323	333	333	333	333	333	233	333	333	333	333	333	332
	333	333	333	333	333	323	333	333	333	333	333	233	333	333	333	333	332
333	333	333	333	333	323	333	333	333	333	333	233	333	333	333	333	332	
	333	333	333	333	333	323	333	333	333	333	333	233	333	333	333	333	332

En esta tabla se ve que el devanado, después de pasar 17 polos, cae en una posición idéntica debajo de un polo de polaridad contraria, y después de 34 polos, debajo de un polo de la misma polaridad.

Cada devanado de fase tiene cuatro bobinas con  $q = 2$ , que están distribuidas uniformemente por la circunferencia de la máquina cada  $30^\circ$  en el espacio. Entre las bobinas dobles contiguas de diferentes fases siempre hay 16 bobinas triples, y entre los comienzos de las bobinas dobles resulta un desfasaje en grados eléctricos igual a:

$$3 \cdot 360^\circ - 50\alpha = 3 \cdot 360^\circ - 50 \cdot 20,4^\circ = 1080^\circ - 1020^\circ = 60^\circ.$$

La tabla demuestra que este devanado permite formar no sólo dos, sino que hasta cuatro ramas paralelas, ya que, además de dos grupos principales, hay dos grupos suplementarios con el mismo número de bobinas dobles y triples. Como en las tablas numéricas estos grupos comienzan desde los polos con diferente polaridad, las f.e.m. de los grupos contiguos no coinciden en fase y están desplazadas a  $180^\circ$ , pero esto no dificulta su conexión en ramas paralelas, ya que el comienzo de un grupo puede estar conectado con el final del otro grupo en los nudos comunes de los grupos paralelos.

La estrella de f.e.m. de ranura tiene  $Z/t = 600/2 = 300$  vectores de diferentes fases, por 2 vectores de igual fase en cada rayo.

**C. Devanados ondulados no congruentes.** En un devanado ondulado no congruente el trazado de la estrella de f.e.m. de ranura y la distribución de las ranuras por las fases se realiza del mismo modo que en un devanado de lazo no congruente.

Los devanados ondulados no congruentes son una modificación de los devanados ondulados congruentes estudiados anteriormente con la sola diferencia de que en éstos, en ciertos lugares elegidos, se altera el grupo natural de bobinas añadiendo o disminuyendo

su número de bobinas en una unidad. En un devanado de lazo esta variación del número de bobinas en el grupo de una fase dada conduce a la alteración de la trayectoria de la onda, por eso hay que hacer en la onda una inserción de onda adicional mediante un puente de unión especial o un circuito especial que reduzca el número de ranuras del grupo dado en una unidad.

Estos aumentos o reducciones del número de bobinas en el grupo de la onda natural deben estar dispuestos uniformemente por la circunferencia del estator de la máquina. En la fig. 3-16, a está representado un circuito suplementario que aumenta el número de bobinas del grupo dado desde tres hasta cuatro, y en la fig. 3-16, b, un puente de desvío que reduce el número de bobinas del grupo dado desde tres hasta dos. La cantidad mínima de circuitos y puentes de desvío suplementarios resulta en los devanados donde el número de ranuras por polo y fase para un denominador de fraccionamiento dado  $c$  se distingue en lo mínimo de un número entero, es decir, cuando los valores de  $q$  son:  $2\frac{1}{5}, 2\frac{4}{5}, 2\frac{1}{8}, 2\frac{7}{8}$ , etc.

En la fig. 3-17, a está representado el esquema de un devanado ondulado semejante con los siguientes datos característicos:  $Z = 33$ ,  $p = 5$ ,  $q = 1\frac{1}{10}$ ,  $\beta = y/\tau = 3/3,3 = 0,91$ . Este devanado es una modificación del devanado ondulado para el mismo número de polos  $2p = 10$  con un número entero de ranuras igual a  $q = 1$ , en el cual la elevación del número de ranuras por polo y fase provoca la necesidad de aumentar el número total de ranuras en  $\frac{1}{10} \cdot 2p \cdot 3 = \frac{1}{10} \cdot 10 \cdot 3 = 3$  ranuras. Estas tres ranuras suplementarias se disponen uniformemente por la circunferencia del estator, a causa de lo cual es preciso tener tres circuitos suplementarios cumplidos según el principio de la fig. 3-16, a, uno en cada fase. Puesto que uno de los puentes puede estar situado en el lugar donde se encuentran los terminales de la máquina, es posible que éste no resulte. En este caso el esquema de la fig. 3-17, a con  $q = 1\frac{1}{10}$  tiene,

en comparación con el esquema de la fig. 3-3 con número  $q$  entero, no tres puentes suplementarios sino sólo dos, por eso el número total de puentes es igual a cinco. En la fig. 3-17, b están representados los vectores de f.e.m. de ranura del devanado en cuestión

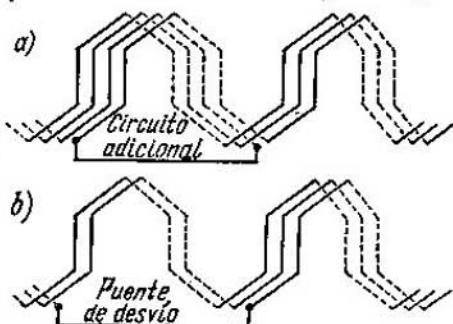


Fig. 3-16. Circuitos adicionales y puentes de desvío de devanados ondulados no congruentes

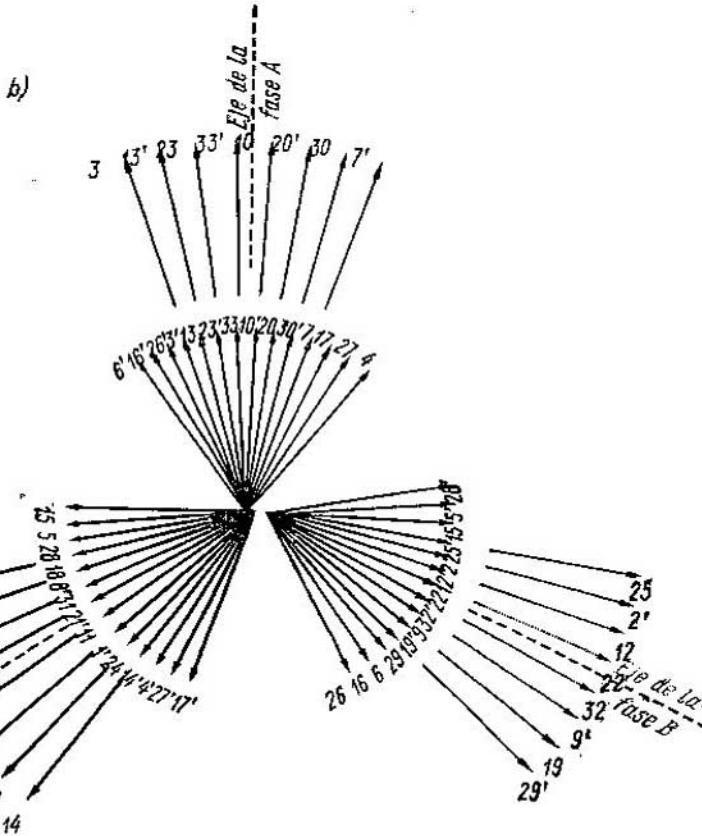
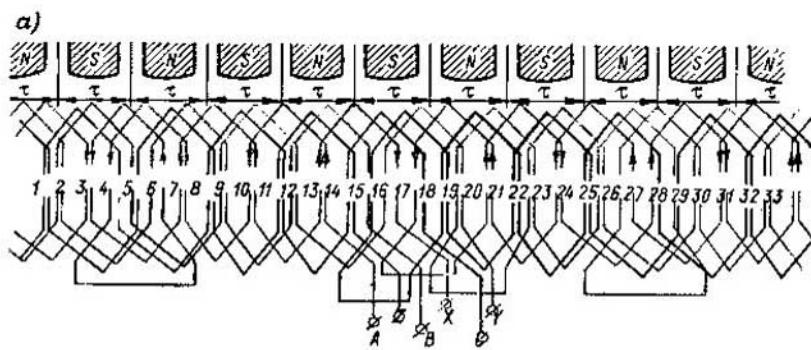


Fig. 3-17. Devanado trifásico ondulado de dos capas no congruente con  $Z = 33$ ,  $2p = 10$ ,  $q = 1\frac{1}{10}$ ,  $y = 3$ ,  $\beta = 3/3, 3 = 0,91$ : a—esquema del devanado; b—estrella de t.e.m.

reunidos en tres sectores. Este devanado se expresa con la siguiente serie numérica:

<i>N</i>	<i>S</i>								
III	112	III	III	III	211	III	III	121	II

Ejemplo. Analicemos un devanado ondulado no congruente prácticamente lecho.

Un alternador hidráulico con devanado ondulado tiene los siguientes datos característicos:  $S = 32\,000 \text{ kVA}$ ,  $U_n = 10\,500 \text{ V}$ ,  $n = 375 \text{ r.p.m.}$ ,  $2p = 16$ ,  $Z = 189$ ,  $q = 3\frac{15}{16}$ , el paso 1—11,  $\beta = y/\tau = 0,8465$ .

El devanado de este alternador hidráulico corresponde a un devanado congruente con  $q = 4$  y  $Z = 192$ , cuyo número total de ranuras está reducido en  $(4 - 3\frac{15}{16}) \cdot 2 \cdot 8 \cdot 3 = \frac{1}{16} \cdot 48 = 3$  ranuras, por eso él debe tener tres puentes de desvío que reducen el número de ranuras de los tres grupos desde cuatro hasta tres. Como un puente puede estar dispuesto en la región de los terminales de salida, el número de puentes de rodeo resulta ser igual a cinco.

En este caso la estrella de f.e.m. de ranura tiene 189 rayos, por lo cual este devanado es equivalente a un devanado con número de ranuras por polo y fase  $q_{equi} = 63$ .

La serie numérica de este devanado tiene la forma siguiente

<i>N</i>	<i>S</i>																	
444	444	444	443	444	444	444	444	444	344	444	444	444	444	444	434	444		

El análisis de esta serie numérica demuestra que este devanado se puede obtener de un devanado con  $q = 4$  entero sustituyendo en tres sitios los cuatros por treses, dispuestos uniformemente por la circunferencia de la máquina, uno en cada fase.

En la construcción de alternadores hidráulicos a veces se utilizan esquemas de devanados más complicados. En la fig. 3-18 se representa, como ejemplo, el esquema de un devanado ondulado de un alternador hidráulico construido por la firma "Siemens-Schuckert" de 160 MVA, 15 kV, 150 r.p.m., 60 Hz, instalado en la central eléctrica de Furnas (Brasil).

Los devanados no congruentes también se utilizan en los motores sincrónicos y asincrónicos pero para otros fines. En los motores, ante la forma de la curva resultante de f.e.m., en lo concerniente al contenido de armónicos en ella, no se plantean las mismas exigencias que ante los alternadores. Para los motores sincrónicos y asincrónicos la utilización de estos devanados depende del uso de una misma estampa con un número determinado de ranuras para las máquinas con diferente número de polos. Por eso para los mismos números de ranuras, según cual sea el número de polos, se puede obtener un número  $q$  entero o fraccionario. Por ejemplo, si  $Z = 36$  para  $2p = 4$  tenemos  $q = 3$ , para  $2p = 6$ ,  $q = 2$  y para  $2p = 8$ ,  $q = 1\frac{1}{2}$ .

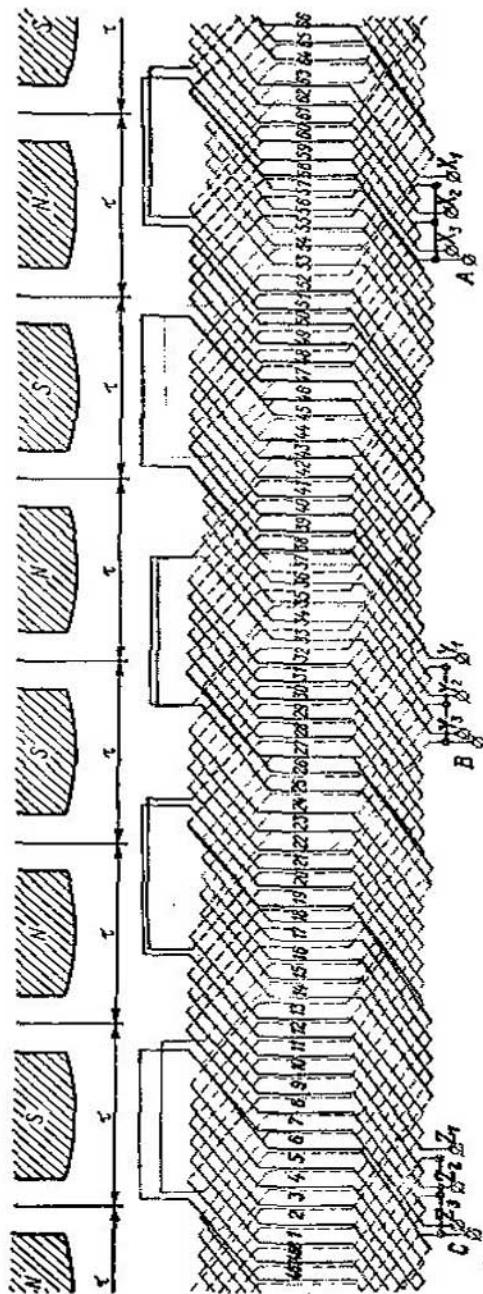


Fig. 3-18. Esquema del devanado trifásico ondulado de un alternador hidráulico con  $Z = 468$ ,  $2p = 48$ ,  $a = 3$ ,  $q = 3\frac{1}{4}$ , con pasos 1-10, 10-20

### 3-7. Aislamiento del devanado

La bobina del devanado se coloca en ranuras estampadas de chapas de acero armadas en paquetes. Según cual sea la potencia y la tensión de la máquina, las ranuras pueden ser de las formas siguientes: a) abiertas, b) semiabiertas, c) semicerradas, d) cerradas.

Las ranuras abiertas y semiabiertas son generalmente de forma rectangular (fig. 3-19, a y b), las cerradas y semicerradas suelen ser de formas rectangulares y trapezoidales con ángulos redondeados (fig. 3-19, c, d y e).

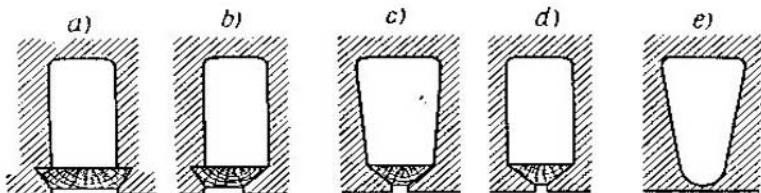


Fig. 3-19. Forma de ranuras

El método de colocación y el tipo de aislamiento del devanado dependen, en sumo grado, de la forma de la ranura.

Para las ranuras cerradas existen dos procedimientos de colocación del devanado y del aislamiento en la ranura. Por el primer procedimiento (llamado *devanado de hilos sacados*, fig. 3-20) en la ranura se inserta un manguito, hecho anticipadamente por la forma de la ranura, o se cubre la ranura con aislamiento en hojas. Después la ranura se llena de estaquillas de madera o de metal, cuyas dimensiones corresponden a las del hilo de bobinado, y poco a poco, observando una sucesión determinada, el hilo de bobinado va sustituyendo las estaquillas. Por el segundo procedimiento (llamado *devanado hendido compound*) las bobinas se preparan previamente, se realiza el compoundaje (es decir, se impregnan bajo presión con una pasta compound aislante) y se aislan en la parte de la ranura. Luego se corta por un lado la parte frontal, se introduce la bobina en las ranuras y, después de esto, se sueldan con estaño los hilos cortados en la parte frontal y se aísla toda la parte frontal.

En la actualidad las ranuras cerradas se utilizan raramente, debido al gran gasto de trabajo que se necesita para confeccionar devanados por los procedimientos indicados más arriba.

En el caso de ranuras semicerradas se pueden utilizar los dos procedimientos de colocación del devanado mencionados anteriormente, pero no obstante en la actualidad las ranuras semicerradas se utilizan principalmente en las máquinas de bajo voltaje con el así llamado devanado de alambre de hilo redondo. En este caso

en la ranura semicerrada se coloca aislamiento en hojas (fig. 3-21, a) de tal modo que sus extremos salgan a través del corte de la ranura y se introduce en ésta hilo tras hilo la bobina previamente enrollada sobre modelo.

Las ranuras semiabiertas se utilizan para las máquinas de potencia media y de baja tensión (de hasta 500 V). Las hojas de aislamiento del cuerpo, lo mismo que para el devanado de alambre, se introducen previamente en la ranura (fig. 3-21, b). La bobina, compuesta de dos partes por la anchura de la ranura, se enrolla previamente sobre modelo y se forma. Por el corte de la ranura puede pasar la mitad de una sección. La colocación del devanado se realiza

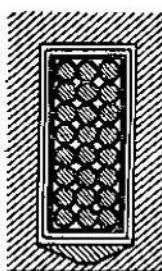


Fig. 3-20. Ranura con devanado de hilos sacados

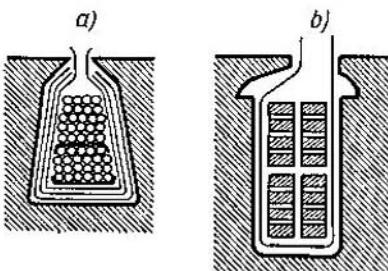


Fig. 3-21. Ranuras semicerrada (a) y semiabierta (b) con devanado

a través del corte por mitades. El devanado, una vez colocado y fijado en la ranura y en las partes frontales, se somete a una impregnación con barnices aislantes.

Para las ranuras abiertas las bobinas, enrolladas previamente sobre modelo, se aislan totalmente y en forma acabada se colocan en la ranura. En este caso, para aislar la bobina se utilizan los siguientes métodos: 1) aislamiento ininterrumpido de la bobina con cinta de mica, secado posterior en vacío y compoundaje en calderas especiales; 2) aislamiento ininterrumpido con tela barnizada negra o amarilla, secado repetido e impregnación con barnices aislantes; 3) aislamiento mezclado con el empleo de tela barnizada para las capas interiores y cinta de mica para las capas exteriores; 4) aislamiento ininterrumpido solo con cinta impregnada de vidrio o en combinación con cinta de mica; 5) prensado con micafolio en la parte de la sección de la ranura.

Por los cuatro primeros métodos de aislamiento la parte frontal se aísla lo mismo que la parte de ranura pero con menor número de capas de cinta. Por el quinto método de aislamiento la parte frontal se aísla con tela barnizada o con cinta de mica y en la salida de la ranura resulta un empalme de dos tipos de aislamiento.

En la actualidad, en los estatores, las ranuras cerradas prácticamente no se utilizan. Los devanados hendido y de hilos sacados

tampoco se usan. Las ranuras semicerradas se utilizan en las máquinas de bajo voltaje de potencia pequeña y media; las ranuras semiabiertas, para las máquinas sincrónicas y asíncronas de bajo voltaje y de potencia media. Las ranuras abiertas se utilizan en todas las máquinas de alto voltaje y también en las máquinas sincrónicas de baja tensión de potencia media y de gran potencia y en ciertos casos en las máquinas asíncronas donde por las condiciones de producción las ranuras semiabiertas son inconvenientes.

En las fábricas de la URSS, en las máquinas de alto voltaje con tensiones de 3000—3150 V con ranuras abiertas se utiliza con más frecuencia el aislamiento de micafolio prensado y el aislamiento ininterrumpido con cinta de mica. Para 6000—6300 V y más altas tensiones se utiliza principalmente el aislamiento ininterrumpido con cinta de mica. Para tensiones de hasta 3150 V el prensado de la parte de la ranura se realiza con cinco capas de micafolio de 0,25 mm de espesor. Para el aislamiento ininterrumpido cuando la tensión es de 3150 V (fig. 3-22, a), según las condiciones de trabajo de la máquina, para la parte de ranura se toman cinco o seis capas de cinta de mica de 0,13 mm de espesor medio superpuestas y para la parte frontal una capa menos. Cuando la tensión es de 6300 V (fig. 3-22, b) para la parte de ranura se toman nueve capas, y para la parte frontal, ocho. Por encima de la cinta de mica, la sección se enrolla a tope con una capa de cinta de tejido cruzado o de ferroasbesto.

Cuando la tensión es baja y la potencia es pequeña, como aislamiento de las espiras se utiliza sólo el propio aislamiento del conductor que consta de una capa de esmaite y de una capa de bobinado de algodón.

Para las grandes potencias se utiliza el hilo conductor con bobinado de algodón doble o con bobinado y trenzado y con aislamiento de asbesto.

Los tipos de aislamiento mencionados más arriba, por los límites tolerables de temperatura de calentamiento pertenecen a la clase A (§ 6-1), que admite una temperatura de 100 °C, ya que todos ellos contienen en cantidades bastante grandes el aislamiento de la clase A (papel, hilo de algodón).

En las máquinas de alto voltaje, además del propio aislamiento del conductor, se sobrepone un aislamiento entre espiras suplementario que, en la mayoría de las veces, es de cinta de mica. Según cual sea la tensión por espira y la potencia de la máquina el aisla-

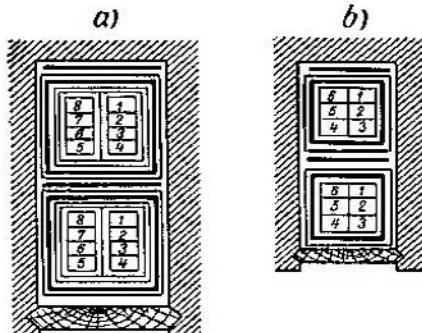


Fig. 3-22. Ranuras abiertas con devanado

miento puede ser de una, de dos o de tres capas de cinta de mica, pero no más.

El aislamiento compuesto, aunque pertenece a la clase B, no tolera temperaturas superiores a 105 °C, ya que a temperaturas superiores el compuesto de impregnación normal se reblandecera y comenzará a chorrear. Para obtener un aislamiento de la clase B, que resista una temperatura de 120 °C, de acuerdo con las normas hay que utilizar asbesto, micafolio a base de seda de capas múltiples o cinta de vidrio micáceo a base de ligadores termorreactivos.

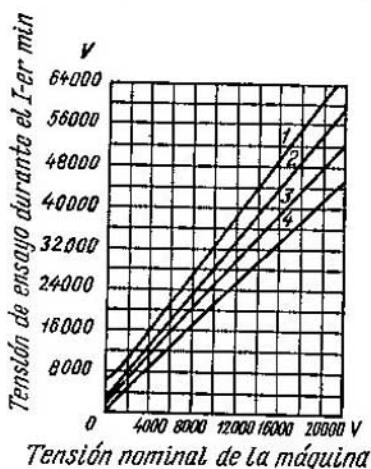


Fig. 3-23. Normas de tensiones de ensayo para devanados

1—para bobinas no colocadas; 2—para bobinas colocadas pero no conectadas entre sí; 3—para bobinas unidas en devanado; 4—para una máquina acabada

Tensión es nominal, el  $\text{tg } \delta$  no debe exceder de 0,08—0,1 y la variación del  $\text{tg } \delta$  entre los límites de 1,0—1,5  $U_n$  no debe superar 0,02.

La calidad del aislamiento de la máquina determina la fiabilidad de servicio de la misma, por eso se concede mucha importancia a la elección y a la elaboración del aislamiento. La principal exigencia que se plantea ante el aislamiento no sólo consiste en su rigidez dieléctrica. Puesto que las pérdidas que surgen en el cobre se derivan, generalmente, a través del aislamiento al medio circundante, entonces, además de rigidez dieléctrica y de resistencia al calor, el aislamiento debe poseer buena conductibilidad térmica, lo cual se consigue, en grado considerable, mediante la impregnación con compuestos aisladores. Son también muy importantes la resistencia mecánica, la impermeabilidad, la oleoresistencia y otras cualidades más del aislamiento.

Actualmente se utilizan nuevos aislamientos sintéticos a base de ligadores termorreactivos. Así, la firma norteamericana "Westinghouse" utiliza aislamientos elásticos térmicos, la firma GE, el nuevo aislamiento maicopell, y la firma francesa "Alsthom", el isotenax.

## CAPÍTULO IV

# FUERZA MAGNETIZANTE DE LOS DEVANADOS DE CORRIENTE ALTERNA

### 4-1. Planteamiento de la cuestión

El campo magnético del devanado de una máquina depende, por una parte, de la disposición de los conductores del devanado y de la corriente que circula por ellos, y por otra parte, de la configuración del circuito magnético de la máquina y de las propiedades magnéticas de cada uno de sus sectores. El fin principal que se persigue al calcular el campo del devanado consiste en averiguar la distribución de la inducción magnética a lo largo del entrehierro de la máquina, puesto que de esta distribución dependen: a) las magnitudes y las formas de las f.e.m. inducidas en los devanados y b) la magnitud y el carácter de los esfuerzos electromagnéticos que surgen y que crean los momentos de rotación de la máquina.

El campo magnético del devanado se determina por su fuerza magnetizante (f.m.) que depende de la construcción del devanado y de las corrientes que por él circulan. En este capítulo, al determinar la f.m. del devanado y utilizarla en los cálculos del campo del devanado, ante todo, se tiene en cuenta una máquina con entrehierro uniforme. Las particularidades debidas a la irregularidad del entrehierro, y las peculiaridades del campo magnético de los devanados no congruentes se examinan especialmente en el § 4-6.

### 4-2. Ecuaciones de las ondas pulsantes y móviles

En las máquinas eléctricas pueden crearse campos magnéticos giratorios y campos inmóviles en el espacio pero pulsantes en el tiempo. Por esto, al principio analizaremos las cuestiones generales relacionadas con estos campos.

La expresión matemática de la onda que pulsa en el tiempo según la ley sinusoidal y que está distribuida en el espacio de acuerdo con esta misma ley, se puede escribir de la forma siguiente:

$$F_{ft, a} = F_m \operatorname{sen} \omega t \cos \frac{2\pi}{T_{es}} x = F_m \operatorname{sen} t' \cos a. \quad (4-1)$$

Aquí

$$t' = \omega t = \frac{2\pi}{T} t; \quad a = \frac{2\pi}{T_{es}} x;$$

$T$  es el período de tiempo de la onda;  $T_{es}$  es el período espacial de la onda;  $F_m$  es la amplitud de la onda.

En este caso la coordenada del tiempo  $t'$  y la coordenada espacial  $a$  se expresan en unidades angulares.

En las máquinas eléctricas  $T_{es} = 2\tau$ , donde  $\tau$  es el paso polar de la máquina, y  $\omega = 2\pi f$ , donde  $f$  es la frecuencia.

En la fig. 4-1 se representa una onda pulsante en distintos momentos de tiempo. Sus puntos característicos son:  $a = -\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}, \frac{3\pi}{2}, \frac{5\pi}{2}, \dots$ , en los cuales la función (4-1) se hace igual a cero para

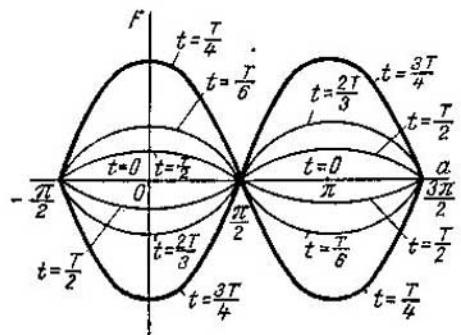


Fig. 4-1. Onda pulsante en diferentes momentos de tiempo

cualquier instante, y  $a = 0, \pi, 2\pi, \dots$ , en los cuales la función

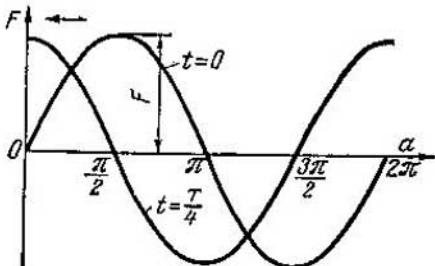


Fig. 4-2. Posición de una onda móvil inversa para dos momentos de tiempo

(4-1), variando en el tiempo según la ley sinusoidal, adquiere los valores máximos positivos y negativos. Los puntos primeros se llaman nodos de la onda y los segundos, vientos de la onda.

La expresión matemática de una onda móvil es igual a:

$$F_{lt, a} = F_m \operatorname{sen}(t' \pm a). \quad (4-2)$$

Aquí los valores de  $t'$  y  $a$  son los mismos que más arriba.

A diferencia de la onda pulsante el valor máximo de la onda móvil, durante todo el período espacial, no se convierte en cero en ningún valor del tiempo. En el sistema de coordenadas generalmente adoptado, con el aumento del tiempo  $t$ , el valor máximo de la onda se desplaza hacia la derecha o hacia la izquierda, de donde surge la noción de *onda progresiva* y *onda móvil inversa*.

En la fig. 4-2 está representada la posición de la onda

$$F_{lt, a} = F_m \operatorname{sen}(t' + a) \quad (4-3)$$

para el valor del tiempo  $t' = 0$  y  $t' = \pi/2$ . Puesto que en este caso, con el aumento del tiempo, el máximo de la onda se desplaza hacia la izquierda, entonces, evidentemente, el signo "más" ante la letra  $a$  corresponde a la onda móvil inversa. En la fig. 4-3 se muestra la posición de la onda

$$F_{lt, a} = F_m \operatorname{sen}(t' - a) \quad (4-4)$$

para los valores del tiempo  $t' = 0$  y  $t' = \pi/2$ . En este caso el máximo de la onda se desplaza hacia la derecha, por lo cual el signo "menos" ante  $a$  corresponde a la onda progresiva.

La noción de onda progresiva y onda móvil inversa depende del sistema de coordenadas. Si en el sistema de coordenadas variásemos la dirección positiva del eje de abscisas, entonces, variaría también, respectivamente, la dirección del movimiento de estas  $F$ , lo das en el plano del diseño.

En las máquinas eléctricas de corriente alterna, el campo magnético que circula a lo largo de la circunferencia del entrehierro se convierte en giratorio, por lo tanto, en adelante, estudiaremos las ondas giratorias de las f.m. y de los campos magnéticos.

El campo giratorio de la máquina se puede descomponer en dos campos pulsantes desplazados en el espacio y en el tiempo. Efectivamente, de la ecuación (4-2) se deduce que el valor de la f.m. en el instante dado  $t$  y en el punto dado  $x$  de la circunferencia del estator se expresa de la forma siguiente:

$$F_{(t, a)} = F_m \operatorname{sen}(t' \pm a) = F_m \operatorname{sen} t' \cos a \pm F_m \cos t' \operatorname{sen} a = \\ = F_m \operatorname{sen} t' \cos a \pm F_m \operatorname{sen}\left(t' - \frac{\pi}{2}\right) \cos\left(a - \frac{\pi}{2}\right) = F_{a1} + F_{a2}, \quad (4-5)$$

donde

$$F_{a1} = F_m \operatorname{sen} t' \cos a$$

representa el campo pulsante para el cual el origen de las coordenadas está enfrente del vientre de la onda, y

$$F_{a2} = \pm F_m \operatorname{sen}\left(t' - \frac{\pi}{2}\right) \cos\left(a - \frac{\pi}{2}\right)$$

representa el campo pulsante desplazado del campo  $F_{a1}$  en el espacio y en el tiempo a un ángulo de  $\pm \pi/2$ .

El campo pulsante se puede descomponer en dos campos que giran en sentidos opuestos con amplitudes iguales a la mitad de la amplitud máxima del campo pulsante. Esta tesis se desprende de la siguiente transformación trigonométrica de la ecuación (4-1) para la onda pulsante del campo:

$$F_{(t, a)} = F_m \operatorname{sen} t' \cos a = \frac{1}{2} F_m \operatorname{sen}(t' - a) + \frac{1}{2} F_m \operatorname{sen}(t' + a). \quad (4-6)$$

La descomposición antedicha está representada gráficamente en la fig. 4-4.

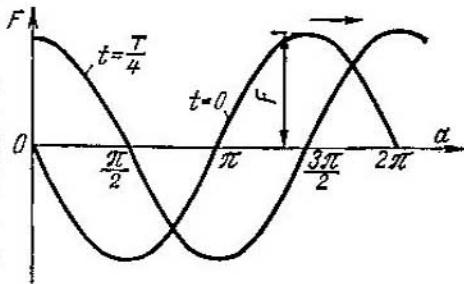


Fig. 4-3. Posición de una onda progresiva para dos momentos de tiempo

Un campo giratorio sinusoidal se puede obtener de tres campos pulsantes sinusoidales que estén desplazados entre sí en el espacio y en el tiempo a  $2\pi/3$ ,

la amplitud invariable de este campo giratorio será igual a  $3/2$  de la amplitud de cada uno de los campos pulsantes. Esta tesis se puede demostrar trigonométricamente si sumarmos las expresiones

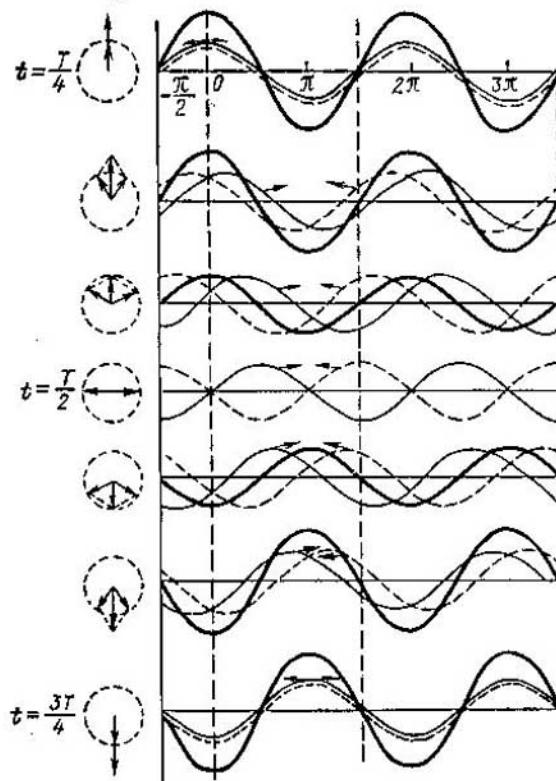


Fig. 4-4. Descomposición de un campo pulsante en dos campos giratorios

para los tres campos pulsantes descompuestos previamente en campos que corren en direcciones opuestas:

$$F_A(t, a) = F_m \sin t' \cos a = \frac{1}{2} F_m \sin(t' - a) + \frac{1}{2} F_m \sin(t' + a); \quad (4-7)$$

$$F_B(t, a) = F_m \sin\left(t' - \frac{2\pi}{3}\right) \cos\left(a - \frac{2\pi}{3}\right) = \\ = \frac{1}{2} F_m \sin(t' - a) + \frac{1}{2} F_m \sin\left(t' + a - \frac{4\pi}{3}\right); \quad (4-8)$$

$$F_C(t, a) = F_m \sin\left(t' - \frac{4\pi}{3}\right) \cos\left(a - \frac{4\pi}{3}\right) = \\ = \frac{1}{2} F_m \sin(t' - a) + \frac{1}{2} F_m \sin\left(t' + a - \frac{2\pi}{3}\right). \quad (4-9)$$

La suma de los campos móviles inversos es

$$\frac{1}{2} F_m \left[ \sin(t' + a) + \sin\left(t' + a - \frac{4\pi}{3}\right) + \sin\left(t' + a - \frac{2\pi}{3}\right) \right] = 0,$$

es decir, en el caso dado, cuando los campos pulsantes, retrasados de fase en un ángulo de  $2\pi/3$ , están dispuestos en la dirección positiva del eje de abscisas, los campos móviles inversos se equilibran recíprocamente y la suma de los campos progresivos será:

$$F_{(t, a)} = F_A(t, a) + F_B(t, a) + F_C(t, a) = \frac{3}{2} F_m \sin(t' - a). \quad (4-10)$$

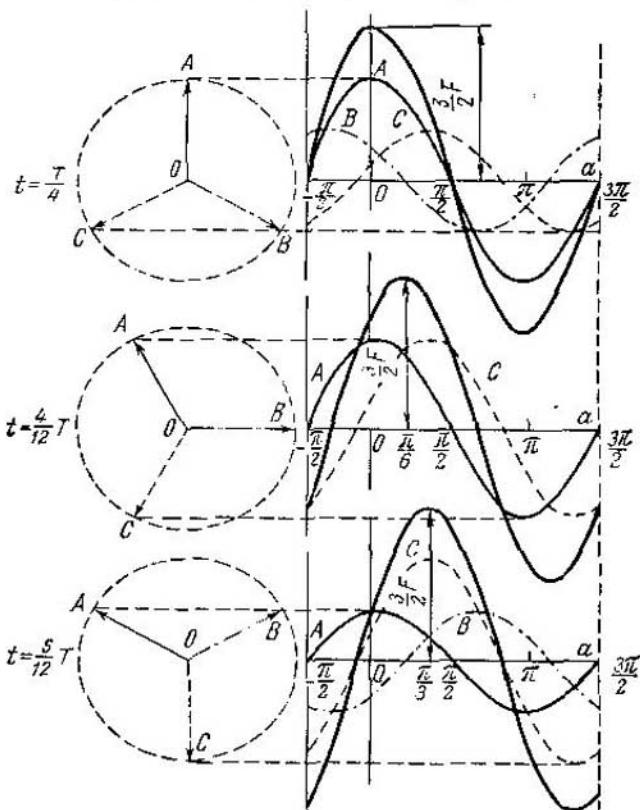


Fig. 4-5. Adición de tres ondas pulsantes desplazadas en el espacio y en el tiempo en  $120^\circ$

Esta tesis también se deriva de la suma gráfica de los tres campos pulsantes representada en la fig. 4-5 con los desplazamientos entre sí indicados.

De este mismo modo el campo giratorio se puede también obtener de  $m$  campos pulsantes desplazados entre sí en un ángulo de  $2\pi/m$ . En este caso, el campo progresivo resultante será igual a:

$$F_{(t, a)} = F_A(t, a) + F_B(t, a) + \dots + F_m(t, a) = \frac{m}{2} F_m \sin(t' - a). \quad (4-11)$$

Por ejemplo, cuando el sistema es bifásico, es decir, cuando  $m=2$ ,  $F_{A(t,a)} = F_m \sin t' \cos a = \frac{1}{2} F_m \sin(t' - a) + \frac{1}{2} F_m \sin(t' + a)$ ;  $F_{B(t,a)} = F_m \sin\left(t' - \frac{\pi}{2}\right) \cos\left(a - \frac{\pi}{2}\right) = -\frac{1}{2} F_m \sin(t' - a) + \frac{1}{2} F_m \sin(t' + a - \pi)$ ,

y el campo resultante

$$F_{tt,a} = F_{A(t,a)} + F_{B(t,a)} = F_m \sin(t' - a).$$

#### 4-3. Fuerza magnetizante de una fase de devanado

**A. Fuerza magnetizante de una bobina.** Analicemos el campo de una máquina bipolar, creado por una bobina de paso entero colocada sobre la superficie de un entrehierro uniforme (fig. 4-6, a).

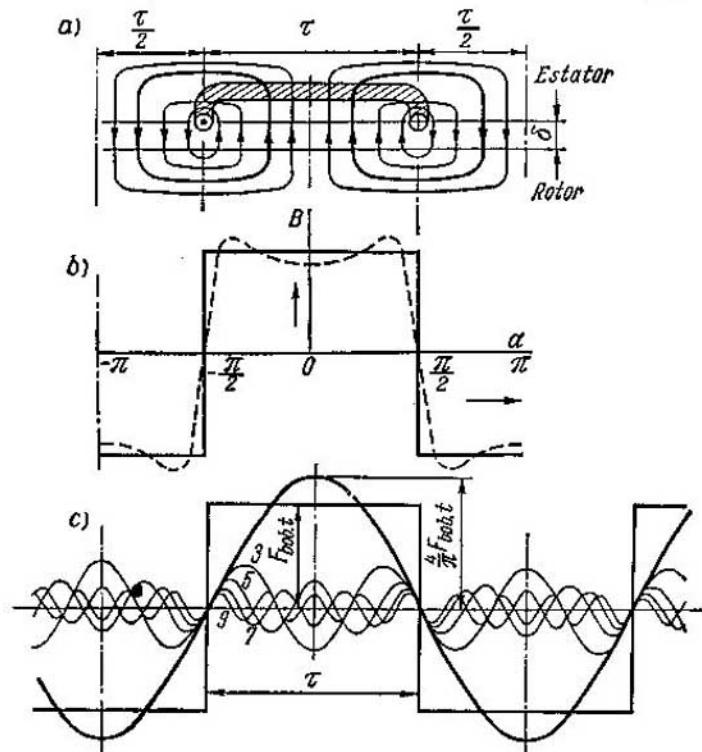


Fig. 4-6. Campo magnético en el entrehierro, creado por una bobina de paso entero

El carácter del campo magnético creado en este caso se representa en la fig. 4-6, a con las líneas de inducción magnética en el entrehierro; la distribución  $B_\delta$  se representa en la fig. 4-6, b con curva de trazos. La concavidad de esta curva se explica por el efecto de la permeabilidad magnética final del acero. Si adoptamos para

el acero  $\mu = \infty$  y despreciamos la distorsión del campo cerca de los conductores de la bobina, entonces, la distribución  $B_\delta$  a lo largo del entrehierro tendrá la forma de la onda rectangular representada en la fig. 4-6, b con línea llena. La relación entre la corriente total de la bobina  $w_{\text{bob}} i_{\text{bob}}$ , donde  $w_{\text{bob}}$  es el número de espiras en la bobina y  $i_{\text{bob}}$  es la corriente en ella, y la intensidad del campo  $H$ , se determina por la ley de la corriente total:

$$W_{\text{bob}} i_{\text{bob}} = \oint H dI, \quad (4-12)$$

aquí la integración se ejecuta por cualquier circuito cerrado abarcado por la bobina, por ejemplo, por el circuito representado en la fig. 4-6, a con línea gruesa.

Si adoptamos para el acero  $\mu = \infty$ , entonces, la intensidad del flujo magnético en el acero  $H = 0$ . Además, puesto que en comparación con el paso polar  $\tau$ , la magnitud del entrehierro  $\delta$  es pequeña, entonces se puede considerar que las líneas magnéticas cruzan radialmente el entrehierro, la intensidad del campo a lo largo del entrehierro es constante de magnitud y cambia de dirección según la fig. 4-6, a, b.

Para estas condiciones

$$\oint H dI = 2\delta H \quad (4-12a)$$

y, por consiguiente,

$$w_{\text{bob}} i_{\text{bob}} = 2\delta H,$$

de donde

$$H = \frac{1}{\delta} \frac{w_{\text{bob}} i_{\text{bob}}}{2}.$$

Así pues, el valor instantáneo de la inducción del campo en el entrehierro en un punto dado será igual a:

$$B[\ell, a] = \mu_0 H = \frac{\mu_0}{\delta} \frac{w_{\text{bob}} i_{\text{bob}}}{2} = \lambda_\delta F_{\text{bob}, t}. \quad (4-13)$$

En el sistema SI,

$$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ H/m} = 1,26 \cdot 10^{-8} \text{ H/cm.}$$

A la magnitud

$$\lambda_\delta = \mu_0 / \delta \quad (4-14)$$

la llamaremos conductividad del entrehierro, es decir, la conductibilidad por unidad de área, perpendicular a las líneas de inducción magnética en el entrehierro.

La magnitud

$$F_{\text{bob}, t} = \frac{1}{2} w_{\text{bob}} i_{\text{bob}} \quad (4-15)$$

es la f.m. necesaria para conducir el flujo magnético a través de un entrehierro.

La f.m. de la bobina varia a lo largo del entrehierro en forma de onda rectangular (fig. 4-6, c) con una altura de  $F_{\text{bob. } t}$ .

Cuando el entrehierro es uniforme y el acero no está saturado, la curva de inducción a lo largo del entrehierro repite por su forma a la curva de f.m. ya que  $\lambda_\delta = \text{const}$ . Cuando el entrehierro es irregular, teniendo en cuenta la saturación del acero, para calcular el campo en el entrehierro también se puede utilizar la expresión (4-13), pero en este caso, la conductividad  $\lambda_\delta$  debe considerarse como función de la coordenada del entrehierro y del estado magnético del acero, sobre lo cual se hablará más abajo.

Así pues, como base para investigar el campo magnético del entrehierro se puede considerar la f.m. de la bobina del devanado determinada por el método mencionado.

Para comodidad del análisis de los procesos que ocurren en la máquina, la curva del campo en el entrehierro y respectivamente la curva de la f.m. se pueden descomponer en armónicos.

**La curva de f.m. de una bobina de paso entero (fig. 4-6, c), a causa de su simetría con respecto al eje de abscisas, sólo contiene armónicos impares ( $v = 1, 3, 5, \dots$ )** y cuando el eje de ordenadas está elegido por el eje de la bobina, ésta puede ser escrita de la forma siguiente:

$$F_{[t, a]} = F_{\text{bob. } t_1} \cos a + F_{\text{bob. } t_3} \cos 3a + \dots + F_{\text{bob. } t_v} \cos va + \dots \quad (4-16)$$

Según la fig. 4-6, c, el valor instantáneo de la amplitud del armónico del orden  $v$  es igual a:

$$F_{\text{bob. } t_v} = \frac{2}{\pi} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} F_{\text{bob. } t} \cos va da = \frac{4}{\pi} \frac{1}{v} F_{\text{bob. } t} \operatorname{sen} \frac{v\pi}{2}. \quad (4-17)$$

Para los armónicos impares

$$\operatorname{sen} \frac{v\pi}{2} = \pm 1.$$

Cuando por la bobina fluye una corriente alterna, la ecuación (4-16) representa

$$i_{\text{bob.}} = \sqrt{2} I_{\text{bob.}} \operatorname{sen} t' \quad (4-18)$$

una suma de ondas pulsantes de f.m. ya que las amplitudes de éstas  $F_{\text{bob. } t_v}$  varían en el tiempo por la ley sinusoidal.

**B. Fuerza magnetizante de un grupo de bobinas de paso entero.** Analicemos un grupo de  $q$  bobinas de paso entero, colocadas a lo largo de un paso doble polar y pertenecientes a una fase (fig. 4-7, a;  $q = 3$ ).

En la fig. 4-7, b están representados los primeros armónicos ( $v = 1$ ) de f.m. de  $q$  bobinas desplazadas entre sí en un ángulo  $\gamma = \frac{\pi}{mq}$  igual al ángulo de desviación de las ranuras contiguas por la onda fundamental.

Los armónicos fundamentales de f.m. de cada bobina del grupo con una amplitud de  $F_{\text{bob. } t_1}$ , al sumarse dan el armónico fundamental de f.m. de todo el grupo con una amplitud de  $F_{q t_1}$ . El eje de la f.m. del grupo estará situado por el eje del grupo de bobinas (fig. 4-7, b).

Por consiguiente, las  $q$  f.m. que varían en el espacio y que están desplazadas entre sí en un ángulo  $\gamma$ , lo mismo que al sumar

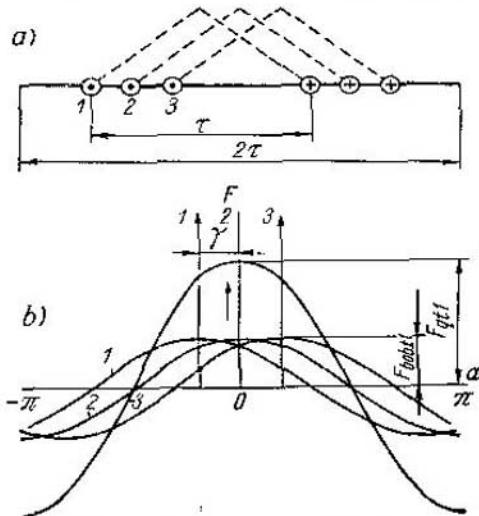


Fig. 4-7. F.m. de un grupo de bobinas de paso entero

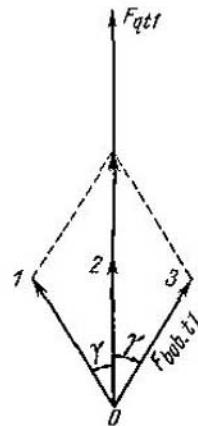


Fig. 4-8. Adición de las f.m. de un grupo de bobinas

$q$  f.e.m. que varían sinusoidalmente en el tiempo, pueden ser representadas con  $q$  vectores desplazados entre sí en un ángulo  $\gamma$  (fig. 4-8). Por eso el valor instantáneo de la amplitud del primer armónico será igual a:

$$F_{q t_1} = F_{\text{bob. } t_1} q k_{\text{dis. } 1}, \quad (4-19)$$

donde  $k_{\text{dis. } 1}$  es el mismo factor de distribución del devanado para el primer armónico obtenido al calcular las f.e.m. Asimismo, para el armónico de f.m. del  $v^{\text{mo}}$  orden, tenemos:

$$F_{q t_v} = q F_{\text{bob. } t_v} k_{\text{dis. } v}, \quad (4-20)$$

donde  $k_{\text{dis. } v}$  es el factor de distribución del devanado para el armónico calculado según la fórmula (2-17).

Por consiguiente, la f.m. de un grupo de bobinas de paso entero se deberá escribir de la forma siguiente:

$$F_{q [t, a]} = F_{q t_1} \cos \alpha + F_{q t_2} \cos 3\alpha + \dots + F_{q t_v} \cos va + \dots, \quad (4-21)$$

donde el cálculo de la coordenada comienza desde el eje del grupo (fig. 4-7).

C. Fuerza magnetizante de una fase de devanado. Para obtener la expresión de la f.m. de una fase de un devanado de paso reducido analicemos la fase del devanado de dos capas con  $2p=2$ , representado en la fig. 4-9, a donde se indican también los sentidos de las corrientes en las bobinas.

En este devanado, generalmente, se conectan los hilos conductores de la capa superior con el hilo conductor de la capa inferior de paso  $y=\beta\tau < \tau$ . Pero no es el orden de la conexión entre sí de los conductores lo que tiene importancia para crear la f.m. sino la disposición de los hilos conductores y el sentido de las corrientes

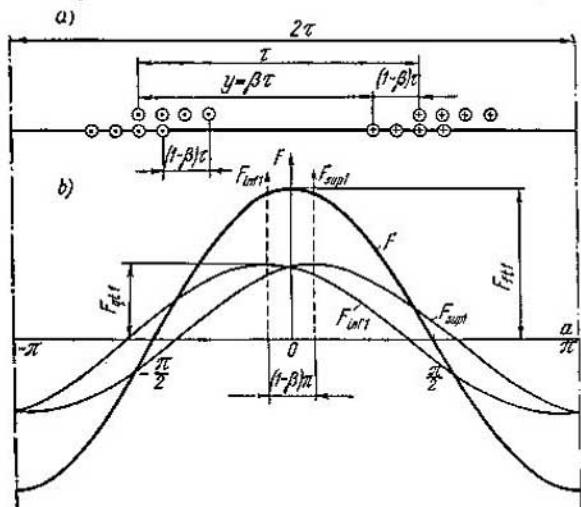


Fig. 4-9. F.m. de dos grupos de bobinas de paso reducido

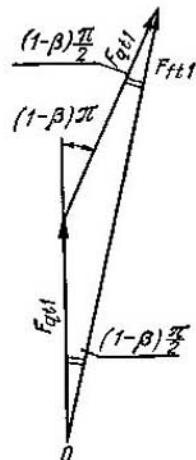


Fig. 4-10. Adición de f.m. de dos grupos de bobinas de paso reducido

que pasan por ellos. Por esta razón se puede considerar que en la fig. 4-9, a la capa superior de hilos conductores, así como la inferior, representan  $q$  bobinas de paso entero (en la fig. 4-9, a,  $q=4$ ). En este caso los armónicos fundamentales de f.m. de las capas superior e inferior  $F_{sup1}$  y  $F_{inf1}$  son las ondas sinusoidales con amplitud  $F_{q11}$  examinadas más arriba que están desplazadas entre si en un ángulo de  $(1-\frac{y}{\tau})\pi = (1-\beta)\pi$ , correspondiente al desplazamiento de las capas del devanado (fig. 4-9, b). Por eso, la adición de las f.m.  $F_{sup1}$  y  $F_{inf1}$  se efectúa absolutamente de la misma manera que la adición de las f.e.m. en las bobinas de un devanado de paso corto.

Por consiguiente (fig. 4-10),

$$F_{f11} = 2F_{q11}k_{red1}, \quad (4-22)$$

donde  $k_{red1}$  es el factor de reducción del paso para el armónico fundamental, determinado por la fórmula (2-26).

Para expresar la f.m.  $F_{ft_1}$ , en forma definitiva hay que utilizar las fórmulas (4-15), (4-17) y (4-19). Entonces,

$$F_{ft_1} = 2q F_{\text{bob. } t_1} k_{\text{dis}_1} k_{\text{red}_1} = 2q \frac{4}{\pi} F_{\text{bob. } t} k_{\text{dev}_1} = \frac{4}{\pi} q w_{\text{bob}} k_{\text{dev}_1} i_{\text{bob}}, \quad (4-23)$$

donde  $k_{\text{dev}_1} = k_{\text{dis}_1} k_{\text{red}_1}$  es el factor resultante de davanado para el armónico fundamental.

Análogamente, para el  $v$ -ésimo armónico, tenemos:

$$F_{ftv} = \frac{4}{\pi} \frac{1}{v} q w_{\text{bob}} k_{\text{dev}_v} i_{\text{bob}}, \quad (4-24)$$

donde

$$k_{\text{dev}_v} = k_{\text{dis}_v} k_{\text{red}_v}.$$

El número de pares de polos de esta máquina es  $p = 1$ . Cuando  $p > 1$  y cuando el número de ranuras por polo y fase es entero, la f.m., debido a la simetría del devanado, será en la extensión de cada par de polos la misma que en el caso examinado. Para la conexión en serie de todos los grupos de bobinas del devanado el número de espiras en una fase será igual a:

$$w = 2pq w_{\text{bob}} \quad (4-25)$$

y la corriente de la bobina:

$$i_{\text{bob}} = \sqrt{2} I \sin \omega t,$$

donde  $I$  es el valor eficaz de la corriente de fase.

Introduciendo estas relaciones en (4-23) y (4-24), obtenemos:

$$F_{ft_1} = F_{f_1} \sin \omega t; \quad (4-26)$$

$$F_{ftv} = F_{f_v} \sin \omega t, \quad (4-27)$$

donde

$$F_{f_1} = \frac{2}{\pi} \frac{\sqrt{2}}{p} \frac{w k_{\text{dev}_1}}{I} = 0,9 \frac{w k_{\text{dev}_1}}{p} I; \quad (4-28)$$

$$F_{f_v} = \frac{2}{\pi} \frac{\sqrt{2}}{p} \frac{w k_{\text{dev}_v}}{I} = 0,9 \frac{w k_{\text{dev}_v}}{v p} I. \quad (4-29)$$

Aquí se ve claramente que las expresiones (4-28) y (4-29) son válidas también cuando el devanado contiene ramas paralelas y cuando se adopta por  $w$  el número de espiras de una fase conectadas en serie o el número de espiras de una rama, y por  $I$ , la corriente total de una fase.

Estas expresiones son válidas también para los devanados de una capa.

Ahora la expresión para toda la f.m. de una fase se puede escribir de la forma siguiente:

$$F_A = F_{f_1} \sin \alpha + F_{f_3} \sin 3\alpha + \dots + F_{f_v} \sin v\alpha, \quad (4-30)$$

en este caso la lectura del ángulo  $\alpha$  se efectúa a partir del eje de la fase del devanado (fig. 4-9).

De lo mencionado más arriba se pueden hacer las siguientes conclusiones:

1) la f.m. de una fase de devanado es la suma de los armónicos espaciales de f.m. fundamental y superiores dispuestos en el espacio invariablemente;

2) la amplitud del armónico fundamental de f.m. de cada bobina está dispuesta en el espacio por el eje de la respectiva bobina, y la amplitud del armónico fundamental de f.m. de una fase de devanado está dispuesta por el eje de la fase;

3) las amplitudes de los armónicos fundamental y superiores pulsan en el tiempo según la misma ley que la corriente que alimenta el devanado;

4) la amplitud de un armónico es inversamente proporcional a su orden y proporcional al factor de devanado para el armónico dado;

5) la distribución y la reducción del paso de un devanado influyen en la forma de la curva de f.m. de la misma manera que en la forma de la f.e.m., es decir, que la aproximan a una sinusoida.

#### 4-4. F.m. de un devanado trifásico

Para la corriente trifásica en el inducido de la máquina existen tres sistemas de devanados desplazados en el espacio a los ángulos de 120 y 240 grados eléctricos y alimentados por corrientes sinusoidales desplazadas en el tiempo en estos mismos ángulos de 120° y 240°. Eligiendo como origen de las coordenadas el eje de la fase A, para las f.m. de tales devanados se pueden escribir las siguientes ecuaciones:

$$F_{A(t, a)} = [F_{11} \cos a + F_{13} \cos 3a + F_{15} \cos 5a + \dots + F_{1v} \cos va + \dots] \operatorname{sen} t'; \quad (4-31)$$

$$F_{B(t, a)} = \left[ F_{11} \cos \left( a - \frac{2\pi}{3} \right) + F_{13} \cos 3 \left( a - \frac{2\pi}{3} \right) + F_{15} \cos 5 \left( a - \frac{2\pi}{3} \right) + \dots + F_{1v} \cos v \left( a - \frac{2\pi}{3} \right) \right] \operatorname{sen} \left( t' - \frac{2\pi}{3} \right); \quad (4-32)$$

$$F_{C(t, a)} = \left[ F_{11} \cos \left( a - \frac{4\pi}{3} \right) + F_{13} \cos 3 \left( a - \frac{4\pi}{3} \right) + F_{15} \cos 5 \left( a - \frac{4\pi}{3} \right) + \dots + F_{1v} \cos v \left( a - \frac{4\pi}{3} \right) \right] \operatorname{sen} \left( t' - \frac{4\pi}{3} \right). \quad (4-33)$$

La f.m. resultante de cada armónico se puede determinar sumando los datos de los armónicos de las tres fases. En este caso, de acuerdo con lo antedicho en el § 4-2 [fórmulas (4-7)–(4-10)], para el armónico fundamental de f.m. de un devanado trifásico obtenemos la expresión siguiente:

$$F_{1(t, a)} = \frac{3}{2} F_{11} \operatorname{sen} (\omega t - a) = F_1 \operatorname{sen} (\omega t - a), \quad (4-34)$$

De aquí se desprende que el armónico fundamental de la f.m. resultante de un devanado trifásico ya no representa una onda pulsante en el espacio, como en una fase de devanado, sino una onda progresiva que corre por la circunferencia del estator. La amplitud de esta onda es igual a la f.m. resultante del armónico fundamental por polo:

$$F_1 = \frac{3}{2} F_{ff} = \frac{3\sqrt{2}}{\pi} \frac{wk_{dev1}}{p} I = 1,35 \frac{wk_{dev1}}{p} I. \quad (4-35)$$

Análogamente es fácil mostrar que teniendo otro número cualquiera de fases  $m$ , estando los devanados desplazados en el espacio en un ángulo de  $2\pi/m$  y las corrientes que circulan por ellos desviadas en un mismo ángulo en el tiempo, la amplitud de la onda fundamental de f.m. será:

$$F_1 = \frac{m}{2} F_{ff} = \frac{m\sqrt{2}}{\pi} \frac{wk_{dev1}}{p} I = 0,45 \frac{mwk_{dev1}}{p} I. \quad (4-36)$$

Para determinar la velocidad del desplazamiento de la onda sinusoidal de f.m. del armónico fundamental a lo largo del entrehierro, determinado por la ecuación (4-34), tomamos en dicha onda un punto cualquiera que esté rigidamente unido a la misma y que se desplace junto con ella. Para dicho punto  $\sin(\omega t - a) = \text{const}$ , o bien,  $\omega t - a = \text{const}$ . Diferenciando esta expresión con relación al tiempo  $t$ , obtenemos  $\omega - \frac{da}{dt} = 0$ , de donde la velocidad angular de rotación de la onda será igual a:

$$\frac{da}{dt} = \omega, \quad (4-37)$$

es decir, que todo punto ligado rigidamente a la onda giratoria de f.m. se desplaza por la circunferencia del estator a una velocidad angular de  $\omega$ . A esta misma velocidad angular (medida en unidades eléctricas de ángulo) y en el mismo sentido, gira también el rotor en una máquina sincrónica, es decir, que la onda fundamental de f.m. del devanado del estator se mueve por el estator de manera sincrónica junto con el rotor.

La esencia del análisis matemático de la f.m. del devanado del estator con respecto a su armónico fundamental puede ser formulada del modo siguiente.

Cuando el estator tiene tres f.m. sinusoidales, desplazadas entre sí en 120 grados eléctricos y que pulsan desviadas en el tiempo a  $120^\circ$ , entonces, sustituimos cada una de éstas por dos f.m. sinusoidales que corren en direcciones opuestas con amplitudes iguales a la mitad de la amplitud de la f.m. pulsante; en este caso las f.m. que se mueven en sentido contrario al giro del rotor se exterminan mutuamente por estar desplazadas entre sí en  $120^\circ$ , y las f.m. que se mueven en el mismo sentido de rotación que el rotor, coinciden entre sí y dan en el espacio una f.m. sinusoidal resultante que se

mueve con el rotor de manera sincrónica con una amplitud igual a  $3/2$  de la amplitud máxima de la f.m. pulsante.

Análogamente se pueden adicionar las f.m. de cualquier armónico superior de las tres fases. En este caso, para  $v=3$  obtenemos:

$$F_{a3} = F_{f3} \left[ \sin \omega t \cos 3a + \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) \cos 3 \left( a - \frac{2\pi}{3} \right) + \sin \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) \cos 3 \left( a - \frac{4\pi}{3} \right) \right] = 0,$$

y para  $v=5$

$$F_{a5} = F_{f5} \left[ \sin \omega t \cos 5a + \sin \left( \omega t - \frac{2\pi}{3} \right) \cos 5 \left( a - \frac{2\pi}{3} \right) + \sin \left( \omega t - \frac{4\pi}{3} \right) \cos 5 \left( a - \frac{4\pi}{3} \right) \right] = \frac{3}{2} F_{f5} \sin (\omega t + 5a) = F_5 \sin (\omega t + 5a).$$

Asimismo determinamos:

$$F_{a7} = \frac{3}{2} F_{f7} \sin (\omega t - 7a) = F_7 \sin (\omega t - 7a);$$

$$F_{a11} = \frac{3}{2} F_{f11} \sin (\omega t + 11a) = F_{11} \sin (\omega t + 11a);$$

$$F_{a13} = \frac{3}{2} F_{f13} \sin (\omega t - 13a) = F_{13} \sin (\omega t - 13a)$$

para el armónico del orden  $v$

$$F_{av} = \frac{3}{2} F_{fv} \sin (\omega t \pm va) = F_v \sin (\omega t \pm va), \quad (4-38)$$

donde

$$F_v = \frac{3}{2} F_{fv} = \frac{3 \sqrt{2} \omega k_{dev} v}{\pi v p} I = 1,35 \frac{\omega k_{dev} v}{v p} I. \quad (4-39)$$

La f.m. resultante de las tres fases que incluye todos los armónicos es igual a:

$$F_{ft, a1} = F_1 \sin (t' - a) + F_5 \sin (t' + 5a) + F_7 \sin (t' - 7a) + F_{11} \sin (t' + 11a) + F_{13} \sin (t' - 13a) + \dots + F_v \sin (t' \pm va). \quad (4-40)$$

En la expresión de la f.m. resultante todos los armónicos del orden  $v=3k$  (múltiplos de tres) desaparecen. Todos los armónicos del orden  $v=6k-1$ , es decir,  $v=5, 11, 17, \dots$  tienen el factor  $\sin (\omega t + va)$  y por eso se mueven hacia la izquierda, en dirección contraria al giro de la onda fundamental.

Todos los armónicos del orden  $v=6k+1$ , es decir,  $v=1, 7, 13, \dots$  tienen el factor  $\sin (\omega t - va)$  y, por lo tanto, se mueven hacia la derecha, es decir, en el mismo sentido de movimiento que la onda fundamental y el rotor.

Todo lo mencionado más arriba se puede formular por la regla siguiente: si para obtener el orden del armónico es preciso tomar en la fórmula  $v=6k \pm 1$ , donde  $k$  es un número entero, el signo "más", entonces el sentido de rotación del armónico dado coincidirá con el del armónico fundamental, y si tomamos el signo "menos" su sentido de rotación será contrario al del armónico fundamental.

Puesto que todos los armónicos de f.m. son creados por una corriente con frecuencia fundamental  $f$  que varía de manera sinusoidal, todos ellos tienen también la misma frecuencia fundamental  $f$ . Por otra parte, el armónico espacial del  $v$ -ésimo orden, en comparación con el armónico espacial fundamental, tiene un periodo espacial  $v$  veces menor y, por lo tanto, un "número de pares" de polos  $v$  veces mayor.

Por consiguiente,  $f = vp n_v$ , de donde la velocidad de rotación del armónico con respecto al devanado será igual a:

$$n_v = \frac{f}{vp} = \frac{n_1}{v}. \quad (4-41)$$

La velocidad del  $v$ -ésimo armónico espacial de f.m. con respecto al rotor de una máquina sincrónica es igual a:

$$n_{v\text{rot}} = \frac{f}{vp} \pm n_{\text{rot}}, \quad (4-42)$$

donde el signo "menos" pertenece al armónico que gira en el mismo sentido que la onda fundamental de f.m., y el signo "más" al armónico que gira en sentido contrario.

Determinemos la velocidad de rotación de los armónicos de f.m. con respecto a los sistemas de estator y de rotor de una máquina sincrónica. Para el  $5^\circ$  y  $11^\circ$  armónicos de f.m. la velocidad de rotación con respecto al estator y al rotor inmóvil son, en r.p.s., iguales a:

$$n_5 = \frac{1}{5} n_1; \quad n_{11} = \frac{1}{11} n_1,$$

de donde  $n_1 = 5n_5 = 11n_{11}$ .

Cuando el entrehierro es uniforme y el circuito magnético no está saturado, la inducción magnética en el entrehierro es proporcional a la f.m. Por eso, en este caso, cada armónico de f.m. del orden  $v$  crea un armónico de campo de este mismo orden.

Si el rotor es inmóvil y el  $5^\circ$  armónico de f.m. gira, con respecto al rotor, a una velocidad de  $n_5$  r.p.s. y el  $11^\circ$  armónico, a una velocidad de  $n_{11}$  r.p.s., entonces en el rotor se inducirá una f.e.m. con una frecuencia igual a  $f_2 = 5pn_5 = 11pn_{11} = f_1$ .

Cuando el rotor gira en sentido contrario a la rotación de estos armónicos y a una velocidad de  $n_1 = 5n_5 = 11n_{11}$ , entonces en el rotor se inducirá una f.e.m. con una frecuencia elevada igual a

$$f_{2,5} = 5p(n_1 + n_5) = 5p \cdot 6n_5 = 6f_1$$

y

$$f_{2,11} = 11p(n_1 + n_{11}) = 11p \cdot 12n_{11} = 12f_1.$$

Asimismo, cuando el  $7^\circ$  y  $13^\circ$  armónicos de f.m. giran en el mismo sentido que el rotor:

$$f_{2,7} = 7p(n_1 - n_7) = 7p \cdot 6n_7 = 6f_1;$$

$$f_{2,13} = 13p(n_1 - n_{13}) = 13p \cdot 12n_{13} = 12f_1.$$

Así pues, los armónicos  $5^\circ$  y  $7^\circ$  crean en el rotor una frecuencia igual a  $6f_1$ ; los  $11^\circ$  y  $13^\circ$  crean una frecuencia igual a  $12f_1$ ; los  $17^\circ$  y  $19^\circ$  crean una frecuencia igual a  $18f_1$ ; etc.

Así pues, cuando el entrehierro es uniforme, la presencia de los armónicos espaciales superiores en la curva de f.m. no provoca la aparición de armónicos superiores transitorios de f.e.m. en el devanado del estator. Pero los flujos causados por estos armónicos de f.m. se mueven con respecto al rotor de tal modo que provocan en éste pérdidas por corrientes parásitas, reduciendo así el rendimiento de la máquina. Por esta razón se debe intentar disminuir los armónicos superiores en la curva de f.m. de la máquina.

En el caso general, cuando la corriente no es sinusoidal, cada armónico transitorio de corriente crea su serie armónica de f.m. La velocidad de la f.m. del  $v$ -ésimo orden, creada por el  $\mu$ -ésimo armónico de corriente, se determina por la ecuación

$$n_v = \frac{f\mu}{vp} = \frac{n_1\mu}{v}. \quad (4-43)$$

La velocidad angular de la f.m. del  $v$ -ésimo orden creada por el  $\mu$ -ésimo armónico de corriente, con respecto al rotor, es igual a:

$$n_{\mu \text{ rot}} = \frac{f_{\mu}}{\mu p} \pm n_{\text{rot}} = \frac{f}{p} \pm n_{\text{rot}}, \quad (4-44)$$

donde el signo "menos" corresponde a la f.m. que gira en el mismo sentido que el rotor.

#### 4-5. Análisis de la curva de f.m. de los devanados con $q$ entero

De la fig. 4-6 se desprende que la curva de f.m. de una bobina es una curva quebrada que varía dando un salto en los lugares donde están situados los conductores con corriente. La magnitud del salto en el punto donde se encuentran los lados de la bobina con un número de espiras igual a  $w_{\text{bob}}$  y con una corriente igual a  $i_{\text{bob}}$ , es igual a  $w_{\text{bob}} i_{\text{bob}}$ . En los sectores donde no hay conductores con corriente la magnitud de las ordenadas de la curva no varía y aquí la curva de f.m. se representa con una línea horizontal. La curva de f.m. de todo el devanado se puede obtener superponiendo las curvas de f.m. de todos sus elementos. De lo antedicho se desprende el siguiente así llamado método integral de trazado de la curva de f.m.

Según este método, se representa la distribución de los lados de las bobinas del devanado a lo largo del entrehierro indicando su pertenencia a diferentes fases. Luego, para el momento de tiempo que se analiza se establece la magnitud y el sentido de las corrientes en los conductores de cada bobina; a continuación se traza de izquierda a derecha una curva quebrada de f.m. del devanado, trazando en los puntos donde están situados los lados de cada bobina un salto vertical hacia arriba o hacia abajo según la dirección de la corriente y que corresponde al volumen de corriente de la sección dada. Luego esta línea quebrada se divide por el eje de abscisas en dos partes: una superior y otra inferior, de tal modo que la suma de las áreas de los sectores superiores de la curva sea igual a la suma de las áreas de los sectores inferiores, lo cual se desprende del principio de la igualdad de la suma de los flujos magnéticos de los polos del norte por una parte y de los del sur por otra.

Cuando el número de ranuras por polo y fase  $q$  es entero basta con trazar la curva de f.m. a lo largo de un paso doble polar, ya que en adelante la curva se repetirá. En este caso las curvas de las semiondas escalonadas positivas de f.m. serán simétricas a las negativas. En un devanado de dos capas la magnitud del salto de la curva de f.m. en todo punto se determina por la magnitud y la dirección de la corriente tanto en la parte superior como en la parte inferior de la sección:  $w_{\text{bob}}(i_{\text{sup}} + i_{\text{inf}})$ .

Para un devanado uniformemente distribuido ( $q = \infty$ ) la magnitud de las ordenadas de la curva de f.m. varía constantemente y no a saltos, por lo cuál, en la curva de f.m. en lugar de trozos verticales aparecen líneas inclinadas.

Para las curvas de f.m. de un devanado dado, trazadas para diferentes momentos de tiempo, son características dos formas, una de las cuales corresponde al instante en que la corriente en una de las fases (por ejemplo, en la fase A) tiene un valor máximo,

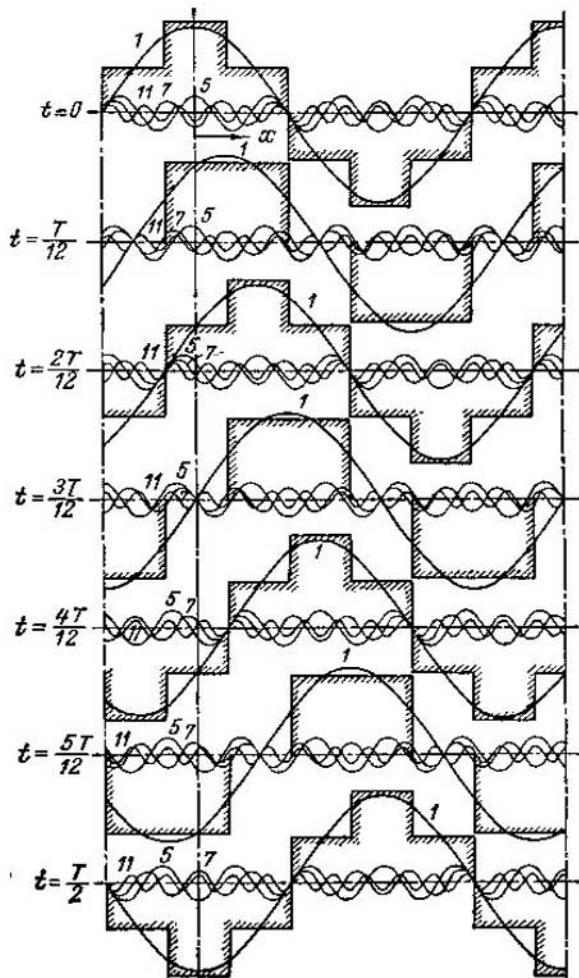


Fig. 4-11. Curvas de f.m. de un devanado trifásico de una capa de paso entero y  $q=1$  para diferentes momentos de tiempo

y la otra al momento de tiempo en que la corriente en cualquier fase (por ejemplo, en la fase B) es igual a cero. A estas formas las llamaremos extremas.

En la fig. 4-11 están representadas las curvas de f.m. de un devanado trifásico diametral de paso entero con  $q=1$  para dife-

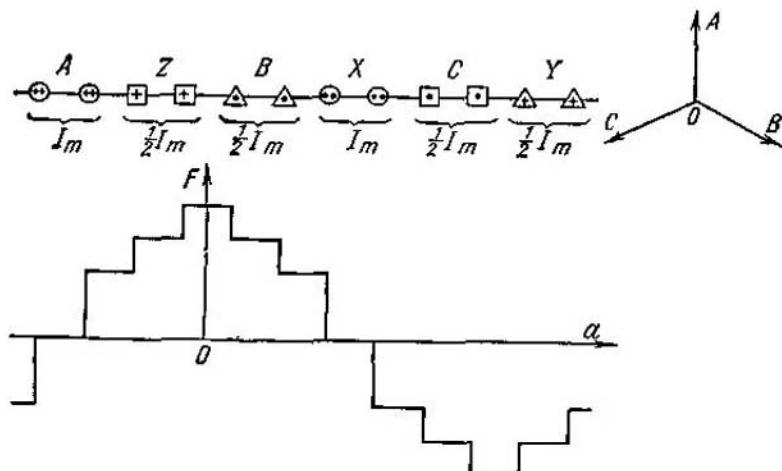


Fig. 4-12. Curva de f.m. de un devanado trifásico de una capa de paso entero y  $q=2$

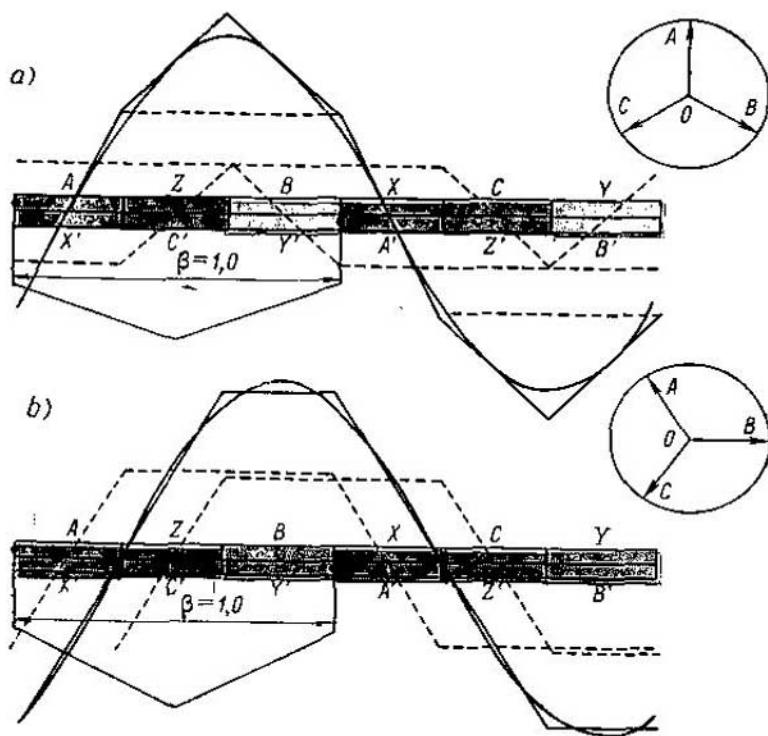


Fig. 4-13. Curvas de f.m. de un devanado uniformemente distribuido de paso entero para dos momentos de tiempo

rentes instantes y también la descomposición de la curva de f.m. en armónicos.

Como ilustración para lo antedicho, en la fig. 4-12 se representa en la extensión de un paso doble polar la curva de f.m. de un devanado trifásico de una capa de paso entero cuando  $q=2$  para el momento de tiempo en que  $i_A = I_m$  y  $i_B = i_C = -0,5I_m$ .

En la fig. 4-13, a, b están representadas las curvas de f.m. de un devanado de dos capas distribuido uniformemente de paso entero ( $\beta=1,0$ ) para dos momentos de tiempo que se diferencian

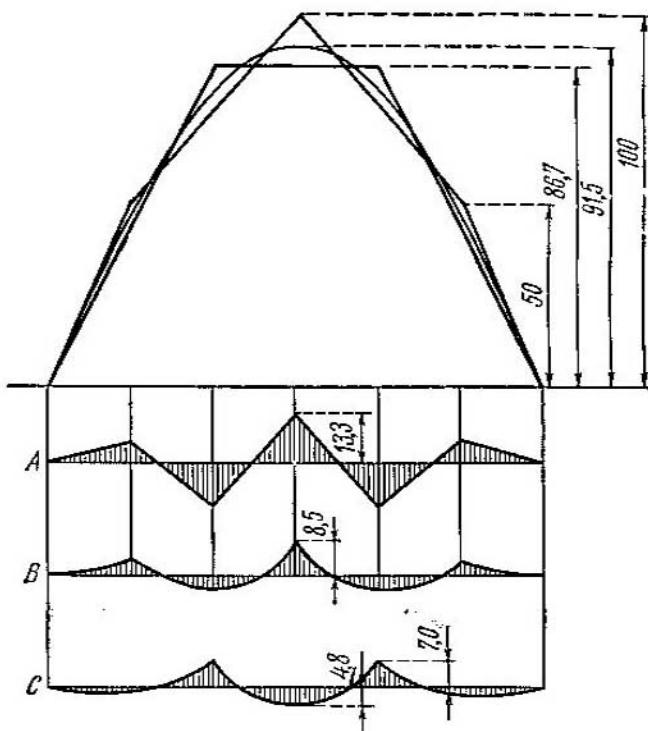


Fig. 4-14. Curvas de la fig. 4-13 superpuestas

entre sí en  $30^\circ$  y también la curva sinusoidal del armónico fundamental de f.m. Para tener en cuenta las variaciones a que están sometidas las f.m. durante su desplazamiento a lo largo del entrehierro, en la fig. 4-14 todas las curvas se han superpuesto. En la parte inferior de la fig. 4-14 la curva A es la diferencia de las f.m. para los momentos de tiempo indicados que dan las formas extremas de f.m.; las curvas B y C representan la diferencia entre las formas extremas de f.m. y la curva sinusoidal del armónico fundamental de f.m.

En la fig. 4-15, *a*, *b* están representadas las curvas de f.m. de un devanado de dos capas uniformemente distribuido con un paso reducido de  $y = \frac{5}{6} \tau$  para los mismos momentos de tiempo que en la fig. 4-13.

La comparación de las curvas de f.m. de los devanados de paso entero y de paso reducido siendo  $\beta = 5/6 = 0,833$ , demuestra

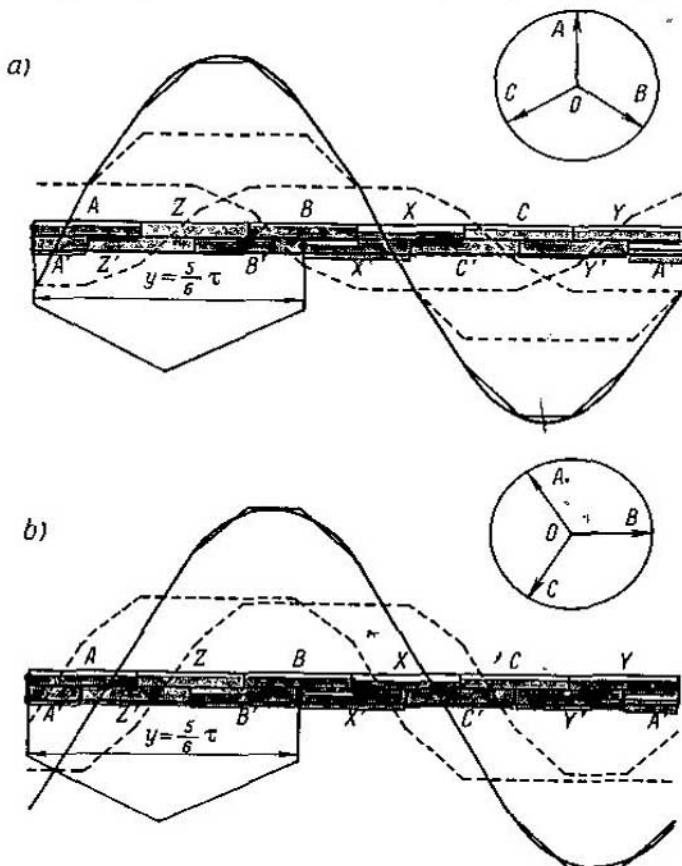


Fig. 4-15. Curvas de f.m. de un devanado de dos capas uniformemente distribuido con paso relativo  $\beta = 5/6$  para dos momentos de tiempo

que en el último caso la curva de f.m. coincide mucho mejor con la curva sinusoidal de f.m. que cuando el paso es entero. Esta tesis se deriva también del análisis de las expresiones obtenidas para la f.m. De acuerdo con (2-29) cuando  $\beta = 5/6$  tenemos:

$$\frac{k_{\text{red } b}}{k_{\text{red } t}} = \frac{\sin \left( \frac{5}{6} \frac{\pi}{2} \right)}{\sin \left( \frac{5}{6} \frac{\pi}{2} \right)} = \frac{0,259}{0,966} = 0,268$$

o bien

$$\frac{k_{\text{red},7}}{k_{\text{red},1}} = \frac{\sin\left(\frac{7}{6}\frac{\pi}{2}\right)}{\sin\left(\frac{5}{6}\frac{\pi}{2}\right)} = \frac{0,259}{0,966} = 0,268.$$

Por eso, cuando el paso es reducido ( $\beta = 5/6$ ) los armónicos 5º y 7º se reducen hasta 0,268 del valor de los mismos cuando el paso es diametral (entero), a causa de lo cual el contenido relativo de armónicos disminuye notablemente.

Para comparar la influencia de la reducción del paso en la magnitud relativa de los armónicos superiores, en la fig. 4-16 se dan las diferencias entre las f.m. para dos momentos de tiempo principales que se diferencian entre sí en 30º, cuando el paso se reduce desde  $\beta = 1,0$  hasta  $\beta = 0,5$ . Estas curvas demuestran que los mejores resultados los proporciona la reducción del paso entre los límites  $\beta = 0,833$  hasta  $\beta = 0,805$ . Cuando  $\beta = 0,667$  el contenido de armónicos es el mismo que para  $\beta = 1,0$ .

**Ejemplo.** Determinemos las amplitudes para los armónicos superiores y fundamental de las f.m.  $v = 1, 5, 7$  para el alternador sincrónico con  $q = 4$  examinado en el ejemplo del cap. II. Utilizando los datos citados y los obtenidos suplementariamente por las fórmulas (4-35) y (4-39) obtenemos:

$$F_1 = 1,35 \cdot \frac{72 \cdot 0,925}{6} \cdot 865 = 13\,000 \text{ A};$$

$$F_5 = 1,35 \cdot \frac{72 \cdot 0,053}{5 \cdot 6} \cdot 865 = 148 \text{ A};$$

$$F_7 = 1,35 \cdot \frac{72 \cdot 0,041}{7 \cdot 6} \cdot 865 = 82 \text{ A}.$$

En este caso, los armónicos superiores de f.m., en comparación con la f.m. del armónico fundamental, son muy pequeños.

#### 4-6. F. m. de los devanados no congruentes

La curva de la f.m. de un devanado no congruente puede ser trazada por el método gráfico indicado en el párrafo anterior, pero como la parte simétrica de este devanado no ocupa dos pasos

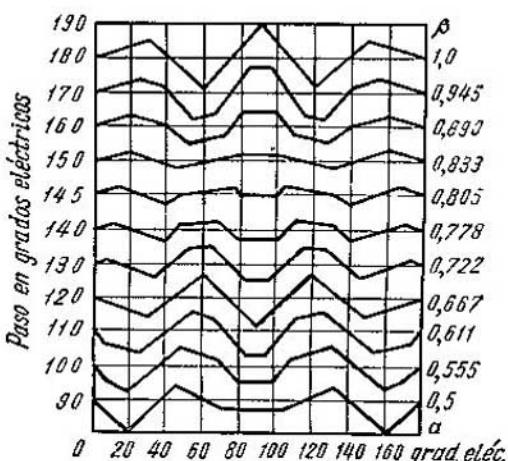


Fig. 4-16. Diferencia de las curvas de 1 m. para dos instantes que difieren en 30° para distintas reducciones del paso

el contenido de armónicos es el mismo

polares sino  $2p:t$ , donde  $t$  es el máximo común divisor del número de ranuras  $Z$  y  $p$  (véase el § 3-6), entonces la curva de f.m. debe trazarse también, por lo menos, para  $2p:t$  pasos polares.

En la fig. 4-17 se representa, a lo largo de  $4\tau$ , la curva de f.m., analizada en el cap. III (fig. 3-15), de un devanado trifásico de dos capas con los datos siguientes:  $Z = 30$ ,  $2p = 8$ ,  $t = 2$ ,  $q = 1\frac{1}{4}$ , para el momento de tiempo en que la corriente en la fase  $A$  es máxima.

En la fig. 4-17 se ve que la f.m. forma cuatro polos escalonados, no obstante el período de la curva no es igual a  $2\tau$ , sino

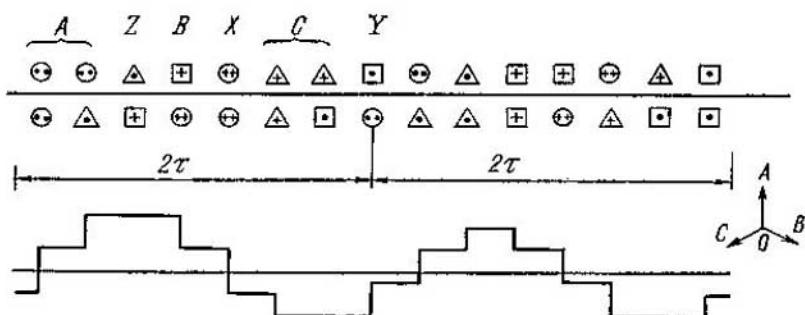


Fig. 4-17. Curva de f.m. de un devanado trifásico de dos capas con  $q = 1\frac{1}{4}$  y  $\beta = 0,8$

a  $4\tau$ , y por eso esta curva contiene también un armónico con un período dos veces mayor que el período de la onda fundamental. De este modo el devanado no congruente crea también armónicos inferiores de f.m. que giran a una velocidad tantas veces mayor que la velocidad del armónico fundamental en cuantas veces es mayor su período espacial.

Además, puesto que la curva de la fig. 4-17 no es simétrica con respecto al eje de abscisas, se puede concluir que el devanado no congruente crea a la par de armónicos impares también armónicos pares.

Las amplitudes de los armónicos de f.m. de un devanado no congruente pueden ser calculadas por las mismas expresiones que para los devanados congruentes, determinando debidamente los factores de devanado. Se puede demostrar que los factores de devanado para los armónicos que contiene también la curva de f.m. con  $q$  quebrado ( $v = 1, 3, 5, 7, \dots$ ) se calculan por las mismas fórmulas que para el  $q$  entero poniendo en lugar de  $q$  el número equivalente de ranuras por polo y fase del devanado no congruente  $q_{equi} = ac + b$ .

#### 4-7. Campo magnético de un devanado de corriente alterna

Cuando el entrehierro es uniforme y no existe la saturación, la inducción magnética  $B$  en el entrehierro es proporcional a la f.m.  $F_a$ :

$$B = \lambda_\delta F_a,$$

donde

$$\lambda_\delta = \mu_0 / \delta \quad (4-45)$$

es la conductividad del entrehierro [véase la fórmula (4-14)].

Cuando existen dientes y ranuras el campo magnético se desfigura. En la fig. 4-18 se representa con una línea llena la curva del campo creado por el armónico fundamental de f.m. cuando una de las superficies del entrehierro está dentada. Si separamos

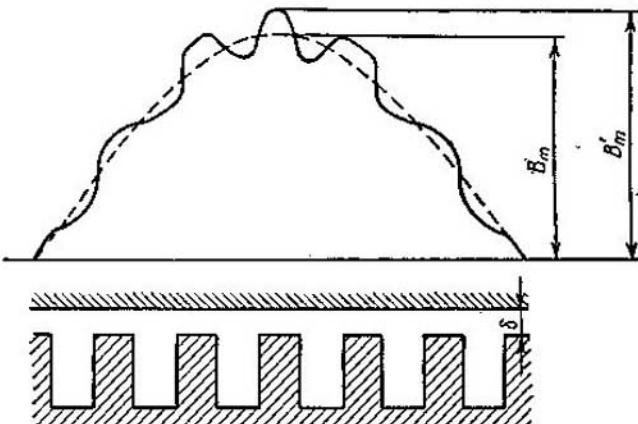


Fig. 4-18. Variaciones de la curva del campo provocadas por la presencia de los dientes

de esta curva el armónico fundamental, entonces su amplitud  $B_m$  será menor que la amplitud  $B'_m$  en un entrehierro uniforme. Con suficiente exactitud se puede considerar que  $B'_m / B_m = k_\delta$ , donde  $k_\delta$  es el factor de entrehierro.

Así pues, cuando a causa de la presencia de los dientes y las ranuras el entrehierro es irregular, para calcular el armónico fundamental del campo, creado por el armónico fundamental de f.m., hay que adoptar la conductividad del entrehierro igual a

$$\lambda_\delta = \frac{\mu_0}{k_\delta \delta} \quad (4-46)$$

Cuando el acero está saturado, la inducción magnética en el entrehierro disminuye y se deforma. Por ejemplo, cuando el acero está saturado, el armónico fundamental de f.m. no crea una forma de campo sinusoidal, sino aplastada. Pero comparativamente esta

deformación no es grande, ya que a causa de la existencia del entrehierro y las inducciones moderadas en el acero, para los regímenes de funcionamiento normales, la reluctancia de los sectores de acero del circuito magnético es relativamente pequeña. Se puede considerar que la amplitud del armónico fundamental del rampo debido al armónico fundamental de f.m. disminuye. El grado de esta reducción corresponde al factor de saturación  $k_\mu$  que, en el estado magnético dado del acero, es igual a la relación de toda la f.m. del circuito magnético a la f.m. del entrehierro. El factor  $k_\mu$  se determina por los datos del cálculo del circuito magnético por la curva de marcha en vacío de la máquina.

Por consiguiente, teniendo en cuenta la dentadura de las superficies del entrehierro y la saturación, al calcular el armónico fundamental del campo hay que adoptar una conductancia del entrehierro igual a

$$\lambda_\delta = \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta}. \quad (4-47)$$

Más complicado resulta ser el cálculo de los armónicos superiores de f.m. sobre cuyo campo la irregularidad del entrehierro ejerce mayor efecto. Además, la irregularidad del entrehierro conduce a la aparición de armónicos de campo suplementarios, así como se ve en la fig. 4-18. Para los cálculos aproximados se puede adoptar que la irregularidad del entrehierro y la saturación ejerzan sobre el campo de los armónicos superiores el mismo efecto que sobre el campo del armónico fundamental, es decir, que aquí se puede utilizar la relación (4-47).

El efecto que ejerce la construcción del rotor con polos salientes de una máquina sincrónica sobre el armónico fundamental de campo de un devanado de corriente alterna se estudia en el cap. VIII.

## CAPÍTULO V

### INDUCTANCIAS DE LOS DEVANADOS DE LAS MÁQUINAS DE CORRIENTE ALTERNA

#### 5—1. Inductancias debidas a los campos magnéticos del entrehierro

Durante el análisis de las f.m. de los devanados de corriente alterna (véase el § 4-4) ya se indicó que cada armónico de f.m. del devanado, cuando el entrehierro es uniforme, crea una onda de campo magnético sinusoidalmente distribuida, en este caso todos los armónicos de campo inducen en el devanado que los ha creado una f.e.m. de frecuencia fundamental.

La f.e.m. inducida en una fase del devanado por el v-ésimo armónico, creado por dicha fase, es la f.e.m. de autoinducción de la fase del devanado por el v-ésimo armónico del campo. Cuando se analiza la f.e.m. de una fase, creada por el v-ésimo armónico del campo de esta misma fase y de otras fases de un mismo devanado con carga simétrica, entonces, esta f.e.m. se puede llamar f.e.m. de autoinducción de la fase causada por el v-ésimo armónico teniendo en cuenta la inducción mutua de las otras fases.

Si el acero activo de la máquina no está saturado, entonces, los armónicos en cuestión del campo magnético en el entrehierro, así como las f.e.m. inducidas por ellos, son proporcionales a la corriente del devanado  $I$ , y el cálculo de estas f.e.m. en el devanado se puede realizar en forma de una caída de tensión en el devanado causada por la corriente  $I$  en inductancias debidamente calculadas.

Calculemos las inductancias que corresponden a los armónicos del campo magnético en el entrehierro.

La amplitud del v-ésimo armónico de f.m.  $F_v$  se determina por la fórmula (4-39). Con un entrehierro uniforme que tenga una anchura  $\delta$  por toda la circunferencia, el armónico de f.m. crea un armónico de campo sinusoidalmente distribuido con una amplitud de  $B_{vm} = \frac{\mu_0}{\delta} F_v$ .

En realidad, a causa de las ranuras y los dientes, el entrehierro es irregular. En una máquina no aperiódica esta circunstancia se puede tener en cuenta, en primer grado de aproximación, dividiendo el valor obtenido de  $B_{vm}$  por el factor de entrehierro  $k_\delta$  (véase el tomo 1, cap. II), lo cual nos proporciona unos resultados bastante

exactos para el armónico fundamental del campo y menos exactos para los armónicos superiores. Análogamente, introduciendo el factor  $k_\mu$  se puede tomar en cuenta la saturación del acero (véase el § 4-7). En este caso para  $B_{vm}$  obtenemos:

$$B_{vm} = \frac{\mu_0}{k_\delta k_\mu \delta} F_v. \quad (5-1)$$

Como el paso polar del armónico superior es igual a

$$\tau_v = \frac{\tau}{v} = \frac{\pi D}{2vp},$$

el flujo magnético del  $v$ -ésimo armónico será:

$$\Phi_v = \frac{2}{\pi} B_{vm} \tau_v l = \frac{\mu_0 D l}{k_\delta k_\mu \delta} \frac{1}{vp} F_v. \quad (5-2)$$

Aquí y más adelante  $D$  se considerará como el diámetro de mandrinado del estator. Un especialista de la firma "Broun-Bovery" [123, 124] propone como diámetro calculado el diámetro medio del entrehierro de la máquina, es decir,  $D_{cal} = (D + D_2)/2$ , donde  $D_2$  es el diámetro del rotor.

En las máquinas con un entrehierro relativamente grande (turboalternadores) el diámetro calculado es notablemente menor que el diámetro de mandrinado del estator, lo que conduce a cierto aumento de los valores de la carga lineal y de la inducción magnética y también a la variación de los valores calculados de los parámetros.

Sustituyendo  $\Phi_v$  en la fórmula (2-38) obtendremos la f.e.m. inducida por el  $v$ -ésimo armónico en el devanado.

La inductancia de la autoinducción del devanado, teniendo en cuenta la inducción mutua por otras fases, para el  $v$ -ésimo armónico  $x_v = E_v/I$ , se determina teniendo en cuenta el valor de  $F_v$  por (4-39) y haciendo  $f_v = f$ , de la forma siguiente:

$$x_v = 2mf \frac{\mu_0 D l}{k_\delta k_\mu \delta} \frac{w^2 k_{dev}^2 v}{v^2 p^2}. \quad (5-3)$$

Lo mismo que toda inductancia,  $x_v$  es proporcional a la frecuencia  $f$  y al cuadrado del número de espiras  $w$ .

La amplitud de la f.m. de un devanado de  $m$  fases es  $m/2$  veces mayor que la amplitud de la f.m. de una sola fase. Por eso la resistencia de autoinducción de una fase del devanado, debida, en el propio sentido de la palabra, al  $v$ -ésimo armónico del campo, es decir, al propio campo de la fase dada, es igual a:

$$x'_v = 4f \frac{\mu_0 D l}{k_\delta k_\mu \delta} \frac{w^2 k_{dev}^2 v}{v^2 p^2}. \quad (5-4)$$

De (5-3) y (5-4) se ve que con el aumento del orden del armónico  $v$  disminuyen rápidamente las resistencias  $x_v$  y  $x'_v$ . En la máquina todos los procesos físicos principales tienen relación con el armónico fundamental del campo ( $v = 1$ ). Por eso el papel principal lo desempeña, por su magnitud, la resistencia de autoinduc-

ción de la fase, teniendo en cuenta la inducción mutua causada por otras fases para la onda fundamental,

$$x_1 = 2mf \frac{\mu_0 Dl}{k_\delta k_\mu \delta} \frac{w^2 k_{\text{dev}}^2}{p^2} \quad (5-5)$$

y la propia resistencia de autoinducción de la fase para el armónico fundamental

$$x'_1 = 4f \frac{\mu_0 Dl}{k_\delta k_\mu \delta} \frac{w^2 k_{\text{dev}}^2}{p^2}. \quad (5-6)$$

Los armónicos del campo de un devanado dado, por ejemplo del estator, inducen también f.e.m. de inducción mutua en otros devanados de la máquina, por ejemplo en el devanado del rotor. Las respectivas resistencias de inducción mutua las obtendremos sustituyendo en (5-3), (5-4), (5-5) y (5-6)  $w^2 k_{\text{dev}}^2$  por  $w_1 w_2 k_{\text{dev}1} k_{\text{dev}2}$ , donde 1 y 2 son los índices de los devanados. En este caso, en lugar de  $f$  hay que colocar la frecuencia real de la f.e.m. de inducción mutua, y en lugar de  $m$ , el número de fases del devanado cuya corriente induce la f.e.m. en cuestión. Como, a menudo,  $m_1 \neq m_2$ , entonces, hablando en general,  $x_{12} \neq x_{21}$ .

Los respectivos coeficientes de autoinducción y de inducción mutua de los devanados se pueden obtener dividiendo las resistencias  $x$  por  $\omega = 2\pi f$ .

## 5-2. Expresiones generales para la inductancia de dispersión

En la máquina, los procesos físicos principales, incluso los procesos fundamentales de inducción mutua entre los devanados, siempre transcurren con la participación del armónico fundamental de campo en el entrehierro. Todos los demás campos magnéticos del devanado (campo en las ranuras, en las partes frontales y armónicos superiores de campo) o no se embragan absolutamente con otro devanado sin inducir en él f.e.m. de inducción mutua (campo en las ranuras, cuando en ellas sólo hay un devanado), o se embragan muy débilmente con otro devanado (campos de las partes frontales y armónicos superiores) y sus relaciones de inducción mutua tienen una importancia secundaria, a causa de lo cual para el análisis de la mayoría de los problemas éstas no se toman en cuenta.

Todos estos campos se refieren al campo de dispersión del devanado y su papel principal se reduce a inducir en el devanado la f.e.m. de autoinducción o la así llamada f.e.m. de dispersión, cuyo cálculo se realiza por medio de la inductancia de dispersión.

Los campos de dispersión encuentran en su camino principalmente las resistencias de los entrehierros y por eso la resistencia del acero se puede prácticamente despreciar y considerar que la inductancia de dispersión  $L_\sigma = \text{const.}$

La fuerza electromotriz de dispersión es igual a

$$e_\sigma = -\frac{d(L_\sigma i)}{dt} = -L_\sigma \frac{di}{dt}.$$

Pero  $i = I_m \sin \omega t$ , y, por lo tanto,

$$e_\sigma = -\omega L_\sigma I_m \cos \omega t = -x_\sigma I_m \cos \omega t.$$

Aquí  $x_\sigma$  es la inductancia de dispersión, igual a

$$x_\sigma = \omega L_\sigma. \quad (5-7)$$

En el caso general, la inductancia de dispersión del devanado es igual a:

$$L_\sigma = \sum_i w_x \Phi_x, \quad (5-8)$$

donde  $\Phi_x$  es el flujo del tubo de inducción magnética embragado con el número de espiras  $w_x$ , y la suma se extiende para todos los tubos de inducción.

Para una parte de la bobina, introducida en una ranura, que contiene un número de conductores en la ranura igual a  $s_{ran}$ , tenemos:

$$L_{\sigma 1} = \sum_i s_x \Phi_x.$$

Aquí el flujo  $\Phi_x = s_x i / R_x$ , y la resistencia magnética del tubo  $R_x = b_x / \mu_x Q_x$ , donde  $b_x$  es la longitud del tubo de flujo de dispersión, y  $Q_x$  es la sección transversal del tubo que puede ser considerada como constante. Como los campos de dispersión se cierran a través del aire, se puede suponer que  $\mu_x = \mu_0$ .

Expresando la resistencia magnética  $R_x$  por medio de su magnitud recíproca, la permeancia  $\Lambda_x$ , entonces

$$\Lambda_x = 1/R_x = \lambda'_x l_x \mu_0,$$

donde  $\lambda'_x$  es el coeficiente de permeancia del flujo de dispersión por unidad de longitud de una espira. De aquí,

$$\Phi_x = s_x \Lambda_x i = \mu_0 s_x \lambda'_x l_x i$$

y

$$L_{\sigma 1} = \mu_0 \sum_i s_x^2 \lambda'_x l_x. \quad (5-9)$$

En el caso general, los flujos  $\Phi_x$  se embragan con diferentes números de conductores  $s_x$  (fig. 5-1, a).

Transformemos la expresión para el flujo magnético total  $\sum \Phi_x s_x$  de tal modo que el flujo de dispersión  $\Phi_x$  al embragarse con el número total de conductores en la ranura  $s_{ran}$  dé un flujo magnético total igual. Para esto sustituimos en (5-9) el producto  $s_x^2 \lambda'_x$  por  $s_{ran}^2 \lambda_x$ , donde  $\lambda_x = \left(\frac{s_x}{s_{ran}}\right)^2 \lambda'_x$  representa la conductividad equivalente para el caso en que el flujo de dispersión se embraga con el número total de conductores colocados en una ranura  $s_{ran}$ .

Entonces

$$L_{\sigma 1} = \mu_0 s_{\text{ran}}^2 \sum \left( \frac{s_x}{s_{\text{ran}}} \right)^2 \lambda_x l_x = \mu_0 s_{\text{ran}}^2 \sum \lambda_x l_x. \quad (5-10)$$

Cuando el devanado de una fase dada está introducido no sólo en una ranura sino en  $q$  ranuras, entonces la f.e.m. de dispersión de las ranuras crecerá en  $q$  veces. Efectivamente, el cuadro de los flujos de dispersión (fig. 5-1, a) en el que alrededor de cada ranura se crea su propio campo de dispersión, puede ser sustituido por el cuadro (fig. 5-1, b) en el que todas las  $q$  ranuras son abarcadas por un flujo común de dispersión. Como la f.m. de  $q$  ranuras crece, en comparación con la f.m. de una ranura, en  $q$  veces, y al mismo

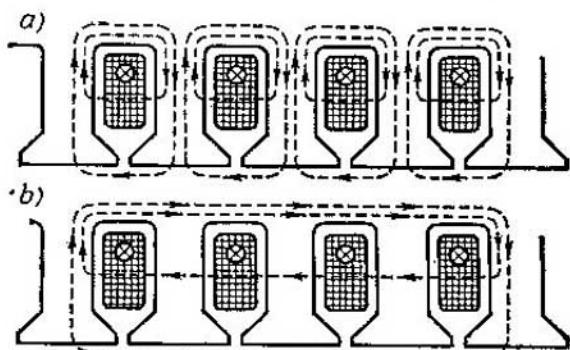


Fig. 5-1. Campo magnético de dispersión de ranura

tiempo crece también en esta misma cantidad de veces la resistencia magnética, la magnitud del flujo magnético de dispersión continua siendo la misma, mientras que el flujo magnético total y la f.e.m. de dispersión crecen en  $q$  veces.

Si disponemos, por ejemplo, de un devanado de una capa con  $p$  pares de polos y todos los  $p$  grupos de secciones están conectadas en serie, entonces la f.e.m. y la inductancia de dispersión crecerán en  $p$  veces. En este caso, el número común de espiras conectadas en serie es igual a  $w = s_{\text{ran}} q p$ . Por eso la inductancia de dispersión de la fase del devanado, acondicionada por el campo de dispersión de las ranuras, es igual a:

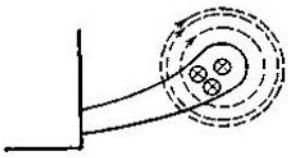
$$L_{\sigma \text{ ran}} = qp L_{\sigma 1} = s_{\text{ran}}^2 qp \mu_0 \sum \lambda_x l_x = \frac{\mu_0 w^2}{pq} \sum \lambda_x l_x. \quad (5-11)$$

La inductancia de dispersión de las ranuras de toda la fase del devanado es igual a:

$$x_{\sigma \text{ ran}} = \omega L_{\sigma \text{ ran}} = 2\pi f \mu_0 \frac{w^2}{pq} \sum \lambda_x l_x. \quad (5-12)$$

Esta expresión será válida para todos los tipos de devanados, calculando debidamente la suma  $\sum \lambda_x l_x$ .

La inductancia de las partes frontales de los devanados de una capa depende del número de conductores montados conjuntamente entre sí en estrecho contacto. En el devanado de una capa de dos planos todo el grupo de conductores que salen de las  $q$  ranuras compone un haz común de hilos conductores abarcados por un flujo común de dispersión (fig. 5-2). Por eso la f.e.m. de dispersión y la inductancia de las partes frontales crecen en  $q^2$  veces, y en este caso



$$x_{\text{fron}} = 2\pi f s_{\text{ran}}^2 q^2 p \mu_0 \sum \lambda_x l_x = \\ = 2\pi f \mu_0 \frac{w^2}{pq} q \sum \lambda_x l_x. \quad (5-13)$$

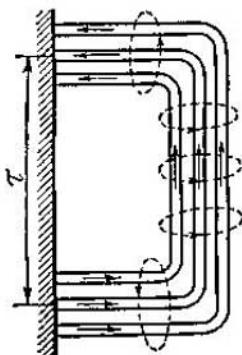


Fig. 5-2. Campo magnético de dispersión frontal

devanado de dos planos,

Como para la parte de las ranuras y de las cabezas de los dientes hay que adoptar  $l_x = 2l$ , donde  $l$  es la longitud del acero activo, y para la parte frontal hay que adoptar  $l_x = 2l_{\text{fron}}$ , donde  $l_{\text{fron}}$  es la longitud de la parte frontal, entonces, en el caso general, para la dispersión total de ranura y frontal se puede representar  $\sum \lambda_x l_x$  de la forma siguiente:

$$\sum \lambda_x l_x = 2l_{\text{ran}} + 2l_{\text{fron}} \lambda_{\text{fron}} q = 2l \left( \lambda_{\text{ran}} + q \lambda_{\text{fron}} \frac{l_{\text{fron}}}{l} \right), \quad (5-13, a)$$

donde  $\lambda_{\text{ran}}$  es la conductividad equivalente para los campos de dispersión de ranura y  $\lambda_{\text{fron}}$  es la conductividad equivalente de las partes frontales.

Así pues, la fórmula para la inductancia de las partes de ranura y frontales adquiere la forma siguiente:

$$x_{\text{ran}, \text{fron}} = 4\pi f \mu_0 \frac{lw^2}{pq} \left( \lambda_{\text{ran}} + q \lambda_{\text{fron}} \frac{l_{\text{fron}}}{l} \right). \quad (5-14)$$

Aquí  $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  H/m =  $1,26 \cdot 10^{-8}$  H/cm.

Los armónicos superiores de campo del devanado en el entrehierro constituyen el así llamado campo de dispersión diferencial de este devanado. La inductancia de la dispersión diferencial se obtiene con aproximación sumando todas las  $x_v$  por (5-3) para  $v > 1$ .

En las máquinas con un entrehierro relativamente pequeño la resistencia de dispersión diferencial puede tener el mismo orden que la resistencia de dispersión de ranura o frontal.

### 5-3. Conductancia de ranura

El cuadro de distribución del flujo de dispersión  $\Phi_{\sigma_{\text{ran}}}$  por la altura de la ranura está representado en la fig. 5-3. Aquí se desprecia la resistencia magnética del acero. Por eso, admitiendo que las líneas magnéticas pasan por la ranura de forma rectilínea y paralelamente entre sí se puede considerar que la longitud de cada tubo elemental, que determina la resistencia magnética, es igual a la anchura de la ranura en el lugar dado.

Para los flujos de dispersión que abarcan el número total de conductores en la ranura  $s_{\text{ran}}$ , la permeancia del tubo por unidad de longitud de ranura  $\lambda_x$  se determina como la relación entre la anchura del tubo, por la altura de la ranura, a la longitud del mismo, por la anchura de la ranura. Así pues, para la ranura (fig. 5-3, a) la permeancia es igual a:

para el sector con una altura  $h_2$

$$\lambda_{\text{ran}, 2} = \frac{h_2 \cdot 1}{b_1} = \frac{h_2}{b_1};$$

para el sector con una altura  $h_3$

$$\lambda_{\text{ran}, 3} = \frac{h_3}{\frac{1}{2}(b_1 + b_2)} = \frac{2h_3}{b_1 + b_2};$$

para el sector con una altura  $h_4$

$$\lambda_{\text{ran}, 4} = \frac{h_4 \cdot 1}{b_2} = \frac{h_4}{b_2}.$$

Para los flujos de dispersión que sólo abarcan una parte de los conductores por la altura  $h_1$  (fig. 5-3, a), hay que determinar la conductividad equivalente correspondiente al flujo de dispersión que abarcaría todos los conductores de la ranura  $s_{\text{ran}}$ .

Un tubo elemental con una anchura igual a  $dx$ , y situado a una altura  $x$  a partir de la base del conductor (fig. 5-3, a), tiene una permeancia elemental igual a:

$$\lambda'_x = \frac{dx \cdot 1}{b_1} = \frac{dx}{b_1}.$$

Este tubo se embraga con un número de conductores de la ranura igual a:

$$s_x = s_{\text{ran}} \frac{x}{h_1}.$$

El flujo magnético total de este tubo por unidad de longitud del inducido es proporcional a:

$$s_x^2 \lambda'_x = \frac{s_{\text{ran}}^2}{h_1^2 b_1} x^2 dx.$$

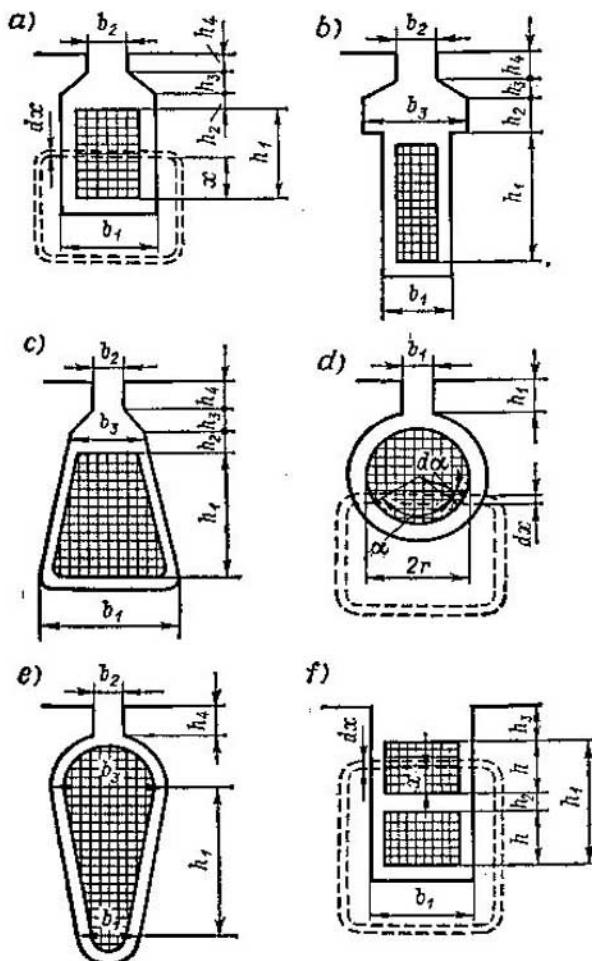


Fig. 5-3. Para el cálculo de la conductividad de las ranuras

El flujo magnético total para todos los conductores que ocupan la altura  $h_1$  es proporcional a:

$$\sum_0^{h_1} s_x^2 \lambda'_x \int_0^{b_1} \frac{s_{\text{ran}}^2}{h_1^2 b_1} dx = s_{\text{ran}}^2 \frac{h_1}{3b_1} = s_{\text{ran}}^2 \lambda_{\text{ran}1}. \quad \text{p}$$

La admitancia equivalente de toda la ranura es igual a:

$$\lambda_{\text{ran}} = \lambda_{\text{ran}1} + \lambda_{\text{ran}2} + \lambda_{\text{ran}3} + \lambda_{\text{ran}4} = \frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_2}{b_1} + \frac{2h_2}{b_1+b_2} + \frac{h_4}{b_2}. \quad (5-15, a)$$

Para la forma de ranura representada en la fig. 5-3, b, se obtiene análogamente la admitancia

$$\lambda_{\text{ran}} = \frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_2}{b_3} + \frac{2h_3}{b_2+b_3} + \frac{h_4}{b_2}. \quad (5-15, b)$$

Para la forma de ranura (fig. 5-3, c)

$$\lambda_{\text{ran}} = \frac{2h_1}{3(b_1+b_3)} + \frac{h_2}{b_3} + \frac{2h_3}{b_2+b_3} + \frac{h_4}{b_2}. \quad (5-15, c)$$

Para una ranura redonda uniformemente llena de hilos conductores, el tubo elemental con una anchura de  $dx$  y con una permeancia de

$$\frac{dx}{2r \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2}} = \frac{d\left(-r \cos \frac{\alpha}{2}\right)}{2r \operatorname{sen} \frac{\alpha}{2}} = \frac{d\alpha}{4}$$

se embraga con un número de conductores igual a:

$$s_x = \frac{s_{\text{ran}}}{\pi r^2} \left( \frac{\alpha r^2}{2} - \frac{r^2 \operatorname{sen} \alpha}{2} \right) = \frac{s_{\text{ran}}}{2\pi} (\alpha - \operatorname{sen} \alpha).$$

Por consiguiente el flujo magnético total de una ranura redonda es proporcional a:

$$\int_0^{2\pi} \left( \frac{s_x}{s_{\text{ran}}} \right)^2 \frac{d\alpha}{4} = \int_0^{2\pi} \frac{(\alpha - \operatorname{sen} \alpha)^2}{16\pi^2} d\alpha = \frac{1}{16\pi^2} \left( \frac{8\pi^3}{3} + 4\pi + \pi \right) = 0,623.$$

Según la fig. 5-3, d, la admitancia equivalente de toda la ranura redonda es igual a:

$$\lambda_{\text{ran}} = 0,623 k_{\text{red}} + \frac{h_1}{b_1}. \quad (5-15, d)$$

Para un conductor redondo y macizo hay que tener en cuenta el blindaje de los campos de dispersión por medio del coeficiente  $k_{\text{red}} > 1$ .

Para la forma de ranura de la fig. 5-3, e

$$\lambda_{\text{ran}} = \frac{2h_1}{3(b_1+b_3)} + 0,623 + \frac{h_4}{b_2}. \quad (5-15, e)$$

Para un devanado de dos capas con los conductores distribuidos en la ranura así como se muestra en la fig. 5-3, f, y que tiene en las capas superior e inferior  $s_{\text{ran}}/2$  conductores en cada una, hay que tener en cuenta la autoinducción de los conductores de las capas superior e inferior y también su inducción mutua.

Para el flujo magnético total de la autoinducción de dispersión de los conductores de la capa inferior tendremos:

$$\sum \lambda_{x1} s_{x1}^2 = \frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \left( \frac{h}{3b_1} + \frac{h_2+h+h_3}{b_1} \right) = \frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \left( \frac{4h}{3b_1} + \frac{h_2+h_3}{b_1} \right)$$

y para la capa superior

$$\sum \lambda_{x2} s_{x2}^2 = \frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \left( \frac{h}{3b_1} + \frac{h_3}{b_1} \right),$$

de donde las respectivas conductancias serán iguales a:

$$\lambda_{\text{ran}1} = \frac{1}{4} \left( \frac{4h}{3b_1} + \frac{h_2 + h_3}{b_1} \right);$$

$$\lambda_{\text{ran}2} = \frac{1}{4} \left( \frac{h}{3b_1} + \frac{h_3}{b_1} \right).$$

Cuando el devanado es de paso entero las corrientes de las capas superior e inferior son de igual magnitud, pero cuando el paso es reducido, en algunas ranuras, las capas de los conductores con corriente pueden pertenecer a diferentes fases.

El flujo embragado del tubo elemental de los conductores de la capa inferior con los conductores de la capa superior, cuando el paso es diametral (fig. 5-3, f), es proporcional a:

$$\frac{s_{\text{ran}}}{2} \left( \frac{s_{\text{ran}}}{2} \frac{x}{h} \right) \frac{dx}{b_1} = \frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \frac{xdx}{hb_1}.$$

El flujo embragado con todos los conductores de la capa inferior causado por el flujo de la capa superior que pasa a la altura de la capa  $h$ , es proporcional a la integral de la expresión anterior:

$$\int_0^h \frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \frac{xdx}{hb_1} = \frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \frac{h}{2b_1}.$$

Además, el flujo de la capa superior, que pasa por la parte superior, libre de conductores, de la ranura, da un flujo embragado con los conductores de la capa inferior proporcional a:

$$\frac{s_{\text{ran}}^2}{4} \frac{h_3}{b_1}.$$

Por eso al flujo embragado de la capa inferior, debido al flujo de la capa superior, le corresponde una conductividad igual a:

$$\lambda_{\text{ran}12} = \frac{1}{4} \left( \frac{h}{2b_1} + \frac{h_3}{b_1} \right).$$

Análogamente al flujo embragado de la capa superior, debido al flujo de la capa inferior, le corresponde la misma conductividad:

$$\lambda_{\text{ran}21} = \lambda_{\text{ran}12} = \frac{1}{4} \left( \frac{h}{2b_1} + \frac{h_3}{b_1} \right).$$

La conductividad equivalente resultante de un devanado de dos capas de paso entero y con la forma de la ranura representada en la fig. 5-3, f es igual a:

$$\lambda_{\text{ran}} = \lambda_{\text{ran}1} + \lambda_{\text{ran}2} + \lambda_{\text{ran}12} + \lambda_{\text{ran}21} = \frac{1}{4} \left( \frac{8h}{3b_1} + \frac{h_2}{b_1} + \frac{4h_3}{b_1} \right). \quad (5-16)$$

Sustituyendo  $h = \frac{h_1 - h_2}{2}$  (fig. 5-3, f), tenemos:

$$\lambda_{\text{ran}} = \frac{h_1}{3b_1} - \frac{h_2}{12b_1} + \frac{h_3}{b_1}, \quad (5-17)$$

de donde, despreciando el miembro  $h_2/12b_1$ , obtenemos:

$$\lambda_{\text{ran}} \approx \frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_3}{b_1}. \quad (5-18)$$

Cuando el paso es reducido la capa inferior estará desplazada con respecto a la superior en un ángulo de  $(1-\beta)\pi$ .

En la fig. 5-4 está representada la distribución de las capas de un devanado con  $q=2$  y  $\beta=5/6=0,833$ , en la ranura media de las contorneadas con línea de trazos, ambas capas pertenecen a la fase A; en la ranura derecha sólo la capa superior pertenece a la fase A, la capa inferior pertenece a la fase B; en la ranura izquierda la capa inferior pertenece a la fase A y la superior a la fase C. Las corrientes de las fases contiguas de un sistema trifásico dispuestas a un lado de una fase dada adelantan a la corriente de esta fase en  $60^\circ$ , y las corrientes de las fases dispuestas al otro lado están retrasadas de la misma en  $60^\circ$ ; por eso la magnitud resultante de la f.m. y la conductividad de dispersión, disminuyen. Como muestra el análisis de este problema, la reducción de la conductividad en el caso de paso reducido entre los límites de  $2/3 < \beta < 1,0$ , tiene lugar en la relación

$$k_s = \frac{3\beta + 1}{4}.$$

Así pues, para un devanado de dos capas con un paso de  $2/3 < \beta < 1,0$  la fórmula para la conductividad equivalente de ranura según la fig. 5-3, f puede ser representada de la forma siguiente:

$$\lambda_{\text{ran}} = \left( \frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_3}{b_1} \right) k_s = \left( \frac{h_1}{3b_1} + \frac{h_3}{b_1} \right) \frac{3\beta + 1}{4}. \quad (5-19)$$

#### 5-4. Conductividad de las partes frontales

El cálculo matemático de la dispersión de las partes frontales es mucho más difícil que el de la dispersión de la ranura. Varias fórmulas para determinar la conductividad de dispersión de las partes frontales de diferente tipo fueron halladas empíricamente. Puesto que las deducciones existentes de las fórmulas de la dispersión frontal son bastante complicadas y, a pesar de esto, son además aproximadas, daremos sin deducción algunas de las fórmulas más empleadas.

Para los devanados biplanares de una capa (véase la fig. 3-8) se usa la fórmula siguiente:

$$\Lambda_{\text{fron}} = l_{\text{fron}} \lambda_{\text{fron}} = 0,671_{\text{fron}} - 0,43\tau. \quad (5-20)$$

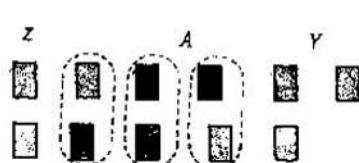


Fig. 5-4. Efecto de la reducción del paso sobre el campo de dispersión de las ranuras



Si algunas bobinas no están unidas en una cabeza, sino que están divididas en dos cabezas, como ocurre en los devanados triplanares de una capa (véase las figs. 3-7 y 3-9) y en los devanados monofásicos, entonces la magnitud de dispersión resulta ser aproximadamente  $\sqrt{2}$  veces menor y, por consiguiente, en este caso

$$\Lambda_{\text{fron}} = l_{\text{fron}} \lambda_{\text{fron}} = 0,47 l_{\text{fron}} - 0,3\tau. \quad (5-21)$$

Para un devanado de dos capas con las partes frontales conformes, teniendo en cuenta los campos axiales y tangenciales de la parte frontal, se obtiene la siguiente fórmula que proporciona buenos resultados para los devanados en cesta de dos capas de los estátos de turboalternadores y alternadores hidráulicos:

$$\Lambda_{\text{fron}} = l_{\text{fron}} \lambda_{\text{fron}} = 0,57 \tau k_s = 0,57 \frac{3\beta - 1}{2} \tau, \quad (5-22)$$

donde el factor

$$k_s = \frac{3\beta - 1}{2}$$

tiene en cuenta el efecto de la reducción del paso.

### 5-5. Inductancia de la dispersión diferencial

Basándose en (5-3), la expresión para la inductancia de la dispersión diferencial de una fase de devanado, teniendo en cuenta la inducción mutua causada por los armónicos superiores del campo de otras fases de este devanado, se puede escribir en la forma siguiente:

$$x_{\text{dif}} = \sum_{v>1} x_v = 2mf \frac{\mu_0 Dl}{k_\delta k_\mu \delta} \frac{w^2}{p^2} \sum_{v>1} \frac{k_{\text{dev}}^2 v}{v^2}, \quad (5-23)$$

donde la suma se extiende para todos los armónicos excepto para el fundamental ( $v = 1$ ).

La relación de  $x_{\text{dif}}$  a la inductancia causada por el armónico fundamental del campo en el entrehierro  $x_1$  [véase la fórmula (5-5)] se denomina coeficiente de dispersión diferencial:

$$k_{\text{dif}} = \frac{x_{\text{dif}}}{x_1} = \frac{1}{k_{\text{dev}}^2} \sum_{v>1} \frac{k_{\text{dev}}^2 v}{v^2}. \quad (5-24)$$

En la fig. 5-5 se dan los valores de  $k_{\text{dif}}$  en función del paso relativo  $\beta$  para varios valores de  $q$ .

Con los valores conocidos de  $k_{\text{dif}}$ , se puede calcular el valor de la resistencia de la dispersión diferencial por la fórmula:

$$x_{\text{dif}} = k_{\text{dif}} x_1 \quad (5-25)$$

o bien, dando a la expresión para  $x_{\text{dif}}$  la forma de la fórmula (5-14):

$$x_{\text{dif}} = \frac{4\pi f \mu_0 l w^2}{pq} \lambda_{\text{dif}},$$

(5-26)

donde  $\lambda_{\text{dif}}$  es la conductividad del flujo de dispersión diferencial que, basándose en las relaciones citadas, es igual a:

$$\lambda_{\text{dif}} = \frac{m q k_{\text{dev}}^2 \tau}{\pi^2 k_\delta k_\mu \delta} k_{\text{dif}} = \frac{Z k_{\text{dev}}^2 \tau}{2 p \pi^2 k_\delta k_\mu \delta} k_{\text{dif}}. \quad (5-27)$$

La influencia de la desigualdad del entrehierro al deducir la fórmula (5-3) utilizada por nosotros se tuvo en cuenta con la disminución de las amplitudes de los armónicos de campo en  $k_\delta$  veces. Realmente, bajo la acción de las aperturas de las ranuras, la dispersión diferencial disminuye en mayor grado. Cuando el rotor tiene devanados cortocircuitos del tipo de jaula de ardilla, así como cuando el rotor es pesado, también disminuye la dispersión diferencial del devanado del estator a causa de la atenuación de los campos de los armónicos superiores por el rotor. En las máquinas sincrónicas de polos salientes disminuye también  $x_{\text{dif}}$  a causa del debilitamiento del campo en la zona del espacio interpolar. En los cálculos, el efecto de dichos factores se tiene en cuenta aplicando diferentes coeficientes aproximados.

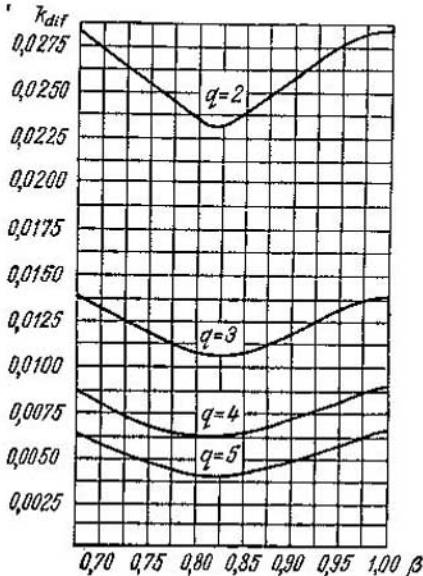


Fig. 5-5. Curva del coeficiente de dispersión diferencial

### 5-6. Inductancia de dispersión para los devanados del estator y del rotor de una máquina sincrónica

La inductancia de dispersión para el devanado del estator de una máquina sincrónica se determina por las fórmulas generales que se exponen en este capítulo para las conductividades e inductancias de las máquinas eléctricas de corriente alterna.

La inductancia del sistema secundario del rotor de una máquina sincrónica de polos salientes, para regímenes dinámicos transitarios, se determina por los principios generales y por las relaciones geométricas representadas en la fig. 5-6.

La conductividad de dispersión del devanado de excitación se determina por el método común, como la conductividad de dispersión de la ranura que, convencionalmente, es el espacio interpolar:

$$\lambda_{\text{ex}, s} = 2 \left[ \frac{h_{m1}}{3c_{m1}} + \frac{h_{m2}}{c_{m2}} + \frac{h_p}{c_p} + \frac{(l_p - l) + 0,5h_m + 0,125h_m}{2l_p} \right]. \quad (5-28)$$

Los primeros tres términos tienen en cuenta la conductividad por la longitud de la máquina, y el último término, el cuarto, tiene en cuenta la conductividad por la parte extrema de los polos.

Las conductividades de dispersión del sistema amortiguador están compuestas por la conductividad de dispersión para la parte de la ranura  $\lambda_{\text{am. ran}}$  y la conductividad de dispersión para la parte

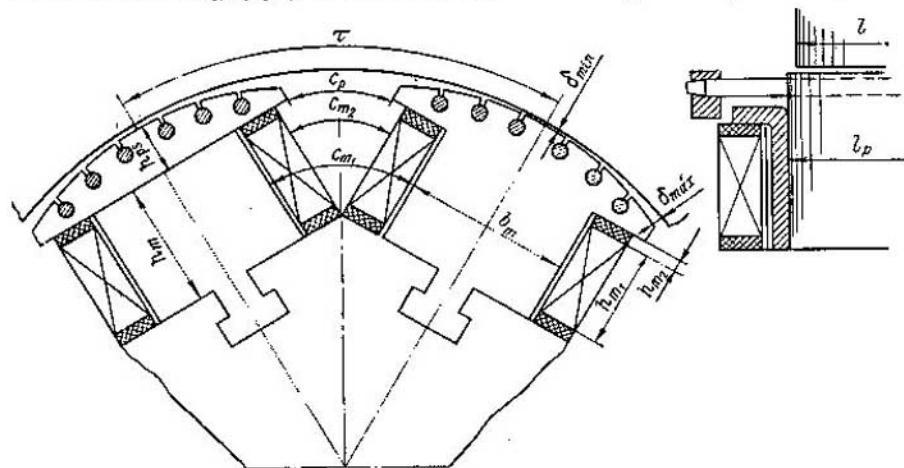


Fig. 5-6. Disposición de los polos en una máquina sincrónica de polos salientes

frontal  $\lambda_{\text{am. front}}$ . La primera conductividad se determina por la fórmula (5-15, d) para la ranura redonda (fig. 5-3, d) y la segunda conductividad puede ser determinada por la fórmula:

$$\lambda_{\text{am. front}} \approx 0,06 \frac{\tau}{l} n_{\text{bars}}, \quad (5.29)$$

donde  $n_{\text{bars}}$  es el número de barras amortiguadoras por polo.

**Ejemplo.** Calcular la inductancia de los devanados del estator y del rotor de un motor asincrónico trifásico de aro corredizo. Datos del motor:  $P_u = 250 \text{ kW}$ ,  $U_1 = 3000 \text{ V}$ ,  $\eta = 90\%$ ,  $\cos \varphi_u = 0,89$ ,  $2p = 6$ , el diámetro exterior del acero del estator  $D_a = 730 \text{ mm}$ , el diámetro de mandrinado del estator  $D = 523,3 \text{ mm}$ , el paso polar  $\tau = 275 \text{ mm}$ , la longitud del acero activo junto con los canales es de  $364 \text{ mm}$ , los canales radiales de ventilación son de  $6 \times 10 \text{ mm} = 60 \text{ mm}$ , la longitud calculada del acero  $l = 364 - 60/2 = 334 \text{ mm}$ , el número de ranuras del estator  $Z_1 = 90$ , el número de espiras del estator conectadas en serie  $w_1 = 210$ , el número de ranuras por polo y fase  $q_1 = 5$ , el paso del devanado por las ranuras del estator es de 1 a 13, el paso relativo del devanado del estator  $\beta_1 = 12/15 = 0,8$ . Las ranuras del estator (la forma de ranura según la fig. 5-3, e) tienen  $h = 18,5 \text{ mm}$ ,  $h_1 = 5 \text{ mm}$ ,  $h_2 = 8 \text{ mm}$ ,  $b_1 = 9,8 \text{ mm}$ , los coeficientes de devanado del devanado de estator (véase el ejemplo del cap. 11) son:  $k_{\text{dis.1}} = 0,957$ ,  $k_{\text{red.1}} = 0,951$ ,  $k_{\text{dev.1}} = 0,91$ . La conductividad de dispersión de la parte de ranura del devanado del estator  $\lambda_{\text{ran}} = 1,87$  [fórmula (5-17)] teniendo en cuenta el coeficiente de reducción de la parte de ranura del devanado  $k_{s, \text{ran}} = 0,85$  [fórmula (5-19)]. La conductividad de dispersión de la parte frontal del devanado del estator  $\lambda_{\text{front}} = 1,64$  [fórmulas (5-14) y (5-22)] teniendo en cuenta el coeficiente de reducción de la parte frontal del devanado  $k_{s, \text{front}} = 0,7$  [fórmula (5-22)].

El entrehierro  $\delta = 1$  mm, el factor de entrehierro  $k_\delta = 1,6$ , el coeficiente de saturación del circuito magnético  $k_\mu = 1,1$ .

La conductividad de dispersión diferencial es igual a:

$$\lambda_{\text{dif}} = \frac{3 \cdot 5 \cdot 0,91^2 \cdot 27,5}{\pi^2 \cdot 0,1 \cdot 1,6 \cdot 1,1} \cdot 0,004 = 0,08 \quad [\text{fórmula (5-27)}],$$

donde el coeficiente de dispersión diferencial según las curvas de la fig. 5-5 para  $q=5$  y  $\beta=0,8$  es igual a  $k_{\text{dif}} = 0,004$ .

La suma de las conductividades de dispersión es igual a:

$$\sum \lambda_1 = 3,59.$$

La inductancia del devanado del estator es igual a:

$$x_1 = 4\pi \cdot 50 \cdot 1,26 \cdot 10^{-8} \frac{33,4 \cdot 210^2}{3 \cdot 5} 3,59 = 2,78 \Omega \quad [\text{fórmula (5-14)}].$$

Datos del rotor:  $Z_2 = 72$ ,  $q_2 = 4$ , el número de espiras en una fase  $w_2 = 24$ , el paso del devanado es diametral, por eso  $\beta_2 = 1$ . El coeficiente de devanado secundario resultante, según la tabla 2-2, es igual a:

$$k_{\text{dev } 2} = k_{\text{dis } 2} = 0,958.$$

La conductividad de dispersión de la ranura del rotor (la forma de ranura según la fig. 5-3, a) con  $h_1 = 38$  mm,  $h_2 = 0,5$  mm,  $h_3 = 1,5$  mm,  $b_1 = 8,2$  mm,  $b_2 = 1,5$  mm es igual a:

$$\lambda_{\text{ran } 2} = 2,24 \quad [\text{fórmula (5-15, a)}], \quad \lambda_{\text{fron } 2} = 1,88 \quad [\text{fórmula (5-22)}].$$

La conductividad de dispersión diferencial es igual a:

$$\lambda_{\text{dif } 2} = \frac{3 \cdot 4 \cdot 0,958^2 \cdot 27,5}{\pi^2 \cdot 0,1 \cdot 1,6 \cdot 1,1} 0,008 = 1,4 \quad [\text{fórmula (5-27)}],$$

donde el coeficiente de dispersión diferencial según las curvas de la fig. 5-5 para  $q_2 = 4$  y  $\beta_2 = 1,0$  es igual a  $k_{\text{dif}} = 0,008$ .

La suma de las conductividades de dispersión es igual a  $\sum \lambda_2 = 5,52$ .

La inductancia del devanado del rotor es igual a:

$$x_2 = 4\pi \cdot 50 \cdot 1,26 \cdot 10^{-8} \frac{33,4 \cdot 24^2}{3 \cdot 4} 5,52 = 0,07 \Omega \quad [\text{fórmula (5-14)}].$$

La inductancia del circuito secundario reducida al circuito primario es igual a:

$$x'_2 = 0,07 \left( \frac{210 \cdot 0,91}{24 \cdot 0,958} \right)^2 = 4,7 \Omega.$$

## CAPÍTULO VI

### CALENTAMIENTO Y REFRIGERACIÓN DE LAS MÁQUINAS ELÉCTRICAS GIRATORIAS

#### 6-1. *Materiales aislantes utilizados en la construcción de máquinas eléctricas y requerimientos técnicos que ante ellos se plantean*

En las máquinas eléctricas las pérdidas de energía eléctrica y mecánica tienen lugar como resultado de la transformación de estos tipos de energía en calor que calienta ciertas partes de la máquina. Para el funcionamiento fiable de una máquina eléctrica el calentamiento de cualquiera de sus partes debe estar reducido a unos límites determinados.

El problema más importante y más difícil consiste en garantizar el trabajo fiable del aislamiento de los devanados de la máquina, puesto que los materiales aislantes se deterioran ya a temperaturas relativamente bajas. Por eso la carga admisible de la máquina se determina, ante todo, por la temperatura admisible de los materiales aislantes que en ella se utilizan.

Los materiales aislantes utilizados en la construcción de máquinas eléctricas se dividen por su resistencia al calor en las siguientes clases: Y, A, E, B, F, H y C. A la clase de aislamiento Y pertenecen los materiales fibrosos de celulosa y de seda que no están impregnados con material dieléctrico líquido y que no están metidos en éste, y también otros materiales y combinaciones de materiales que corresponden a dicha clase. La temperatura, que caracteriza la resistencia al calor de los materiales de la clase Y, es igual a 90°C. A la clase A pertenecen los materiales fibrosos de celulosa y de seda que están impregnados con material aislante líquido y que están metidos en él, y también otros materiales y combinaciones de materiales que corresponden a esta clase. La resistencia al calor de los materiales de la clase A es de 105°C. A la clase E pertenecen algunas películas sintéticas orgánicas, así como otros materiales que corresponden a esta clase y que tienen una resistencia al calor igual a 120°C. La clase B incluye en sí los materiales a base de mica (incluso a base de añadiduras orgánicas), de asbesto y de fibra de vidrio utilizados con compuestos orgánicos impregnadores y ligantes, y otros materiales semejantes

con una resistencia al calor igual a 130°C. A la clase F pertenecen los materiales que tienen una resistencia al calor igual a 155°C y que están hechos a base de mica, asbesto y fibra de vidrio utilizados en combinación con compuestos cintéticos impregnadores y ligantes; a la clase H pertenecen los materiales que tienen una resistencia al calor igual a 180°C y que están hechos a base de mica, asbesto y fibra de vidrio empleados conjuntamente con compuestos orgánicos de silicio impregnadores y aglutinantes. A la clase C pertenecen los materiales que tienen una resistencia al calor superior a 180°C y que están hechos de mica, de materiales cerámicos, de vidrio, de cuarzo y que se utilizan sin compuestos orgánicos impregnadores y aglutinantes.

A cada clase de aislamiento le corresponde una temperatura límite admisible de calentamiento  $\vartheta_{lim}$ , a la cual el aislamiento puede trabajar fiablemente durante un plazo de tiempo bastante largo y justificado por las condiciones de explotación de la máquina. La experiencia y las investigaciones que se han realizado en este sentido demuestran que, por ejemplo, el plazo de servicio del aislamiento de la clase A se puede expresar por la fórmula siguiente:

$$t_{ais} = Ae^{-\alpha\vartheta} = 7,15 \cdot 10^4 e^{-0,088\vartheta}. \quad (6-1)$$

En esta fórmula el tiempo  $t_{ais}$  se mide en años,  $A = 7,15 \cdot 10^4$  y  $\alpha = 0,088$  son coeficientes establecidos experimentalmente,  $e$  es la base de los logaritmos naturales y  $\vartheta$  es la temperatura del aislamiento expresada en grados centígrados.

De esta fórmula se deduce que a) el aislamiento de la clase A puede trabajar fiablemente durante 16—20 años a una temperatura límite de  $\vartheta_{lim} = 95—90^\circ\text{C}$ ; b) con el aumento de la temperatura del aislamiento de la clase A en 8°C el plazo de su servicio se reduce en dos veces. Así pues, si el plazo de servicio de este aislamiento a  $\vartheta = 95^\circ\text{C}$  constituye 16 años entonces a 110° este plazo se reducirá hasta 4 años y a 150° hasta varios días.

Con respecto a la mica, el asbesto y el vidrio de fibra fina (seda de vidrio) que constituyen la base de los materiales de la clase B, el problema es aún más difícil. Estos materiales son de por sí capaces de resistir altas temperaturas. Pero en la construcción de máquinas eléctricas estos materiales no se utilizan en forma pura, sino en forma de artículos mezclados con aglutinantes: barnices, compuestos, resinas, etc. Estas substancias están más sometidas al efecto de la temperatura que los materiales aislantes principales y por consiguiente reducen el plazo de servicio del aislamiento. Por eso no cesan los trabajos para crear nuevos ligadores más resistentes al calor.

Además de la requerida resistencia al calor, los materiales aislantes deben satisfacer varios requerimientos suplementarios entre los cuales los principales son: a) alta rigidez eléctrica de los materiales tanto en las condiciones de una temperatura ambiente

normal como en las condiciones de la temperatura de funcionamiento de la máquina; b) resistencia del material aislante con respecto a las solicitudes mecánicas y el grado necesario de elasticidad que debe conservar el material durante el efecto prolongado de los calentamientos en el curso de trabajo (véase más abajo la tabla 6-1); c) mínimas pérdidas dieléctricas posibles del material aislante en estado frío y caliente; d) alta resistividad del material en estado caliente. Además, el material debe someterse lo más fácilmente posible al tratamiento tecnológico y su precio debe ser lo más bajo posible.

Estos requerimientos adquieran tanta mayor importancia cuanto mayor sea la potencia de la máquina y más alta sea su tensión nominal.

La elevación excesiva de la temperatura puede también influir negativamente sobre las condiciones mecánicas de trabajo de la pieza dada de la máquina. Así, por ejemplo, se puede deformar la forma geométrica correcta del colector, deteriorarse las soldaduras entre el devanado del inducido y el colector, se pueden deteriorar los cojinetes, etc. Sin embargo, la construcción correcta de los grupos correspondientes de la máquina y su servicio correcto permiten evitar semejantes dificultades.

De lo antedicho no debe hacerse la conclusión de que sólo hay que construir máquinas que se calienten poco. No es difícil de construir una máquina semejante tomando pequeñas cargas electromagnéticas de los materiales activos, es decir, admitiendo su baja utilización pero esta máquina sería pesada, cara y tendría un momento giratorio muy grande. Por lo tanto, la resolución correcta de esta cuestión consiste en construir una máquina de gran utilización con el rendimiento requerido y con un plazo de servicio bastante largo. En este caso hay que tener en cuenta que, siendo las demás condiciones iguales, la máquina se calentará tanto más, cuanto peor sea su refrigeración, y al contrario; por consiguiente, los problemas del calentamiento de la máquina están inseparablemente ligados a los problemas de su enfriamiento y, en particular, a los problemas de su ventilación. Ultimamente estos problemas han adquirido gran importancia a raíz de la tendencia que existe de aumentar el grado de utilización de la máquina sin reducir sus propiedades de funcionamiento.

En los próximos párrafos de este capítulo se expone un material de carácter general, es decir, igualmente necesario para comprender los procesos del calentamiento y del enfriamiento de todas las máquinas eléctricas. Las peculiaridades de los turboalternadores y de los alternadores hidráulicos se examinan en el cap. VII.

## 6-2. Temperaturas límites y excesos de temperatura admisibles

La temperatura  $\theta$  de una pieza dada de la máquina no sólo depende de las pérdidas que en ella surgen, sino también de la

temperatura  $\vartheta_0$  del medio refrigerante: aire, hidrógeno, agua, etc., que se utiliza para enfriar la máquina. La diferencia

$$\vartheta - \vartheta_0 = \tau \quad (6-2)$$

es el exceso de temperatura de una pieza dada de la máquina con respecto a la temperatura del medio refrigerante.

Para garantizar el plazo necesario de servicio de la máquina, el Standard de Estado de la URSS 183—66 establece para las máquinas eléctricas la temperatura standard del medio refrigerante  $\vartheta_0$  y los excesos límites admisibles de la temperatura  $\tau_{lim}$ .

El Standard 183—66 admite el aire como medio refrigerante principal. Teniendo en cuenta que en las condiciones reales de trabajo de la máquina la temperatura del aire puede variar entre unos límites bastante amplios, el standard establece una temperatura límite admisible del aire refrigerante igual a  $\vartheta_0 = +40^\circ\text{C}$ .

El Standard 183—66 establece los excesos límites admisibles de la temperatura para los devanados y para otras piezas de la máquina que generalmente no están aisladas según el método de medición de la temperatura (tabla 6-1). Suelen utilizarse generalmente: a) el método de termómetro; b) el método de resistencia y c) el método de indicadores de temperatura introducidos.

El método de termómetro es simple y da resultados bastante seguros pero no permite medir las temperaturas de las piezas interiores más calientes de la máquina.

El método de resistencia se utiliza para medir la temperatura de los devanados, pero sólo permite determinar el valor medio de la temperatura.

En calidad de indicadores de temperatura se utilizan los termopares y termómetros de resistencia que se introducen en los devanados o en otras piezas de la máquina durante su fabricación o, durante los ensayos, en los sitios donde se espera una temperatura máxima. Con este método se obtienen los resultados más exactos, pero es más complicado que los demás.

La temperatura límite admisible  $\vartheta_{lim}$  para los materiales aislantes de las distintas clases es igual a la suma  $\tau_{lim} + \vartheta_0 = \tau_{lim} + 40^\circ$ . Los excesos de temperatura para los aislamientos de la clase C no se normalizan.

Las máquinas eléctricas deben estar diseñadas y fabricadas de tal modo que para la carga nominal los excesos de temperatura estén dentro de los límites indicados. Si en las condiciones reales la temperatura del medio ambiente resulta ser mayor que la establecida por la norma ( $40^\circ\text{C}$ ), entonces, respectivamente, se deberá reducir la carga de la máquina.

Si en determinados períodos de servicio (por ejemplo, en invierno) la temperatura del medio refrigerante es inferior a  $40^\circ\text{C}$  esto no debe dar motivo para cargar la máquina por encima de su potencia nominal, excepto en los casos de avería, puesto que

Piezas de las máquinas eléctricas	Clase de material aislante según el					
	A			E		
	Excesos límites admisibles de la					
	método de termómetro	método de resistencia	método de indicadores de temperatura colocados entre las bobinas en una ranura	método de termómetro	método de resistencia	método de indicadores de temperatura colocados entre las bobinas en una ranura
1. Devanados de corriente alterna de máquinas de 5000 kVA y más alta potencia con una longitud del núcleo igual a 1 m y más	—	60	60	—	70	70
2. Devanados: . . . . .	50	60	—	65	75	—
a) devanados de corriente alterna de máquinas con potencia menor de 5000 kVA con una longitud del núcleo menos de 1 m						
b) devanados de excitación de máquinas de corriente continua y alterna con excitación por corriente continua, excepto los indicados en los puntos 3, 4, 5 de la presente tabla						
c) devanados del inducido acoplados con el colector						
3. Devanados de excitación de máquinas con polos interiores con excitación por corriente continua	—	—	—	—	—	—
4. Devanados: . . . . .	65	65	—	80	80	—
a) devanados de excitación de una fila con superficies desnudas						
b) devanados de barras de los rotores de máquinas asíncronas						
5. Devanados de excitación de poca resistencia de varias capas y devanados compensadores . . .	60	60	—	75	75	—
6. Devanados aislados, continuamente cerrados en sí mismos . . .	60	—	—	75	—	—
7. Devanados no aislados, continuamente cerrados en sí mismos . . .						
8. Núcleos y otras piezas de acero que no están en contacto con los devanados . . . . .						
} El exceso de temperatura de estas piezas no debe						
9. Núcleos y otras piezas de acero que están en contacto con los devanados . . . . .	60	—	—	75	—	—
10. Colectores y anillos de contacto no protegidos y protegidos . . .	60	—	—	70	—	—

Tabla 6-1

Standard de Estado de la URSS 8865-58

B			F			H		
método de termómetro	método de resistencia		método de termómetro	método de resistencia		método de termómetro	método de resistencia	
temperatura en °C midiendo por el								
—	80	80	80	—	100	100	125	125
70	—	80	—	85	100	—	105	—
—	—	—	—	—	—	—	—	—
90	90	90	—	—	110	110	135	135
—	—	—	—	110	—	—	—	—
80	80	—	—	—	100	100	125	125
80	—	—	—	—	100	—	125	—
—	—	—	—	—	—	—	—	—
80	—	—	—	—	100	—	—	—
80	—	—	—	—	90	—	100	—
alcanzar valores peligrosos para los materiales aislantes u otros semejantes materiales								
—	—	—	—	—	—	—	—	—
80	—	—	—	—	100	—	—	—
80	—	—	—	—	90	—	—	—

los límites establecidos  $\tau_{lim}$  aseguran los plazos normales del servicio de la máquina teniendo en cuenta las oscilaciones naturales de la temperatura del medio ambiente.

### 6-3. Intercambio de calor en las máquinas eléctricas

La transmisión del calor de unas piezas de la máquina a otras y al ambiente circundante se efectúa por conductibilidad térmica, por radiación y por convección.

**A. Transmisión del calor por conductibilidad térmica.** En las máquinas eléctricas la importancia de la conductibilidad térmica consiste, principalmente, en la propagación del calor en el seno de los cuerpos sólidos (cobre, acero, aislamiento), mientras que en los gases (aire, hidrógeno) y en los líquidos (aceite, agua) adquiere mayor importancia la transmisión del calor por convección.

Si disponemos de dos superficies paralelas (por ejemplo, el cobre de un devanado y la pared de una ranura de la máquina), el área de cada una de éstas es  $S$  y sus temperaturas  $\vartheta_1$  y  $\vartheta_2$  son constantes, entonces, a través del medio que separa estas superficies (en nuestro caso a través del aislamiento) se transmitirá en la unidad de tiempo una cantidad de calor igual a:

$$Q = \frac{\lambda_{int} S}{\delta} (\vartheta_1 - \vartheta_2), \quad (6-3)$$

donde  $\delta$  es la distancia que separa las superficies mencionadas (en nuestro caso es el espesor del aislamiento), y  $\lambda_{int}$  es el coeficiente de conductibilidad térmica del medio intermedio que numéricamente es igual a la cantidad de calor transferido a través de la unidad de superficie en la unidad de tiempo con una diferencia de temperatura de 1 grado y una distancia entre las superficies igual a la unidad de longitud.

En la tabla 6-2 se dan los valores del coeficiente de conductibilidad térmica de varios materiales y también la densidad y el calor específico de estos materiales.

Si, por ejemplo, las pérdidas en un devanado son tales que a través de 1 cm<sup>2</sup> de su aislamiento se transmiten 0,25 W, y si el espesor del aislamiento (clase A) es igual a 0,5 mm = 0,05 cm, entonces la diferencia de la temperatura en el aislamiento será igual a:

$$\tau_{ais} = \vartheta_1 - \vartheta_2 = \frac{Q \delta}{\lambda_{int} S} = \frac{0,25 \cdot 0,05}{0,0012 \cdot 1} = 10,4^\circ C.$$

**B. Transmisión del calor por radiación.** Para los cuerpos absolutamente negros se aplica la ley de Stefan—Boltzmann:

$$q_{rad} = \alpha_{rad} (\vartheta_1^4 - \vartheta_0^4). \quad (6-4)$$

Aquí  $q_{rad}$  es la cantidad de calor radiada por la unidad de superficie del cuerpo dado en la unidad de tiempo;  $\alpha_{rad}$  es el coeficiente

Tabla 6-2

Material	Densidad, g/cm³	Calor específico W·s grad·kg	Coeficiente de conductibilidad térmica, W/(grad·cm)
Cobre rojo . . . . .	8,9	388	3,85
Aluminio . . . . .	2,55	880	2,05
Acero al silicio:			
tipo Θ1 . . . . .	7,8	460	0,46
id. Θ2 . . . . .	7,75	—	0,32
id. Θ3 . . . . .	7,65	—	0,25
id. Θ4 . . . . .	7,6	480	0,20
Latón . . . . .	8,6	386	1,0
Asbesto . . . . .	2,5	818	0,0019
Mica . . . . .	3	813	0,0036
Micafolio . . . . .	2,3	880	0,0012—0,0017
Cinta de mica . . . . .	2,4	1050	0,0015—0,006
Tela barnizada . . . . .	—	—	0,002
Papel de algodón . . . . .	1,48	1520	0,0007
Cartón electrotécnico . . . . .	1,15	1760	0,0017
Papel . . . . .	0,9	1680	0,0012
Aceite para transformadores . . . . .	0,95	1800	0,0016
Agua . . . . .	1	4184	0,0063
Aire, 20°C . . . . .	0,0012	1000	0,00025
Hidrógeno . . . . .	0,000084	980	0,00175
Aislamiento clase A . . . . .	1,3	1470	0,0012
id. id. B			
(continuo) . . . . .	2,3	1170	0,0015—0,002
Acero en chapa (transversalmente a las chapas) . . . . .	—	—	0,01

de radiación;  $\theta_1$  y  $\theta_0$  son las temperaturas absolutas de la superficie radiadora y del ambiente circundante.

Basándose en los datos experimentales se puede considerar que  $\alpha_{rad} = 5,65 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$ . Para los cuerpos que no son absolutamente negros este coeficiente disminuye, el grado de reducción depende del carácter de la superficie radiadora. Así, por ejemplo, para las superficies de hierro colado y de acero, para el aislamiento barnizado y otros materiales dicha reducción alcanza un 3—10%. Tomando preventivamente el 15%, obtenemos:

$$q_{rad} = 4,8 \left[ \left( \frac{\theta_1}{100} \right)^4 - \left( \frac{\theta_0}{100} \right)^4 \right]. \quad (6-5)$$

Aquí  $q_{rad}$  se determina en  $\text{W}/\text{m}^2$ . Pero

$$\begin{aligned} & \left( \frac{\theta_1}{100} \right)^4 - \left( \frac{\theta_0}{100} \right)^4 = \\ & = \frac{\theta_1 - \theta_0}{100} \left[ \left( \frac{\theta_1}{100} \right)^3 + \left( \frac{\theta_1}{100} \right)^2 \left( \frac{\theta_0}{100} \right) + \left( \frac{\theta_1}{100} \right) \left( \frac{\theta_0}{100} \right)^2 + \left( \frac{\theta_0}{100} \right)^3 \right]. \end{aligned}$$

La diferencia  $\theta_1 - \theta_0 = (273 + \vartheta_1) - (273 + \vartheta_0) = \vartheta_1 - \vartheta_0 = \tau$  representa el exceso de temperatura del cuerpo; en cuanto a la suma

entre paréntesis, estando las temperaturas dentro de los límites normales establecidos para las máquinas eléctricas, varía relativamente poco. Por esta razón la fórmula (6-5) puede ser escrita también de la forma siguiente:

$$q_{\text{rad}} = \lambda_{\text{rad}} \tau, \quad (6-6)$$

donde  $\lambda_{\text{rad}}$  es el coeficiente de radiación transformado, medido en vatios por  $1 \text{ m}^2$  para un exceso de temperatura  $\tau = 1 \text{ grad}$ .

En contradicción con el coeficiente  $\alpha_{\text{rad}}$ , el coeficiente  $\lambda_{\text{rad}}$  depende de las temperaturas  $\theta_1$  y  $\theta_0$  y, por consiguiente, no es una magnitud constante. En la tabla 6-3 se dan los valores de  $\lambda_{\text{rad}}$  en función de los excesos de temperatura  $\tau$  del cuerpo y de la temperatura del medio ambiente  $\theta_0$ . Para las máquinas eléctricas enfriadas por aire se pueden admitir los valores medios de  $\tau = -40 \text{ grad}$  y  $\theta_0 = 20^\circ \text{C}$ . Entonces

$$\lambda_{\text{rad}} = 6 \text{ W}/(\text{grad} \cdot \text{m}^2).$$

La cantidad de calor total radiada por la superficie será igual a:

$$Q_{\text{rad}} = \lambda_{\text{rad}} S \tau. \quad (6-7)$$

Tabla 6-3

$\tau, \text{ grad}$	$\theta_0, {}^\circ\text{C}$		
	10	20	30
5	4,63	5,03	5,55
20	4,91	5,42	5,98
40	5,44	6,05	6,59
80	6,67	7,30	7,98

**C. Transmisión del calor por convección.** Las partículas de un líquido o de un gas, al entrar en contacto con un cuerpo caliente se hacen más ligeras y, como consecuencia de esto, ascienden cediendo su puesto a otras partículas más frías que, a su vez, al calentarse ascienden también, y así sucesivamente. A este fenómeno lo llamaremos *convección natural* a diferencia de la *convección artificial* creada por la circulación artificial del medio refrigerante, por ejemplo, por el soplado con aire por medio de un ventilador, de la superficie que se ha de enfriar.

Analicemos al principio la convección natural.

Análogamente a (6-6) la cantidad de calor extraída de la unidad de superficie mediante la convección se puede expresar de la forma siguiente:

$$q_{\text{con}} = \lambda_{\text{con}} \tau, \quad (6-8)$$

donde  $\lambda_{\text{con}}$  es el coeficiente de transmisión del calor por convección igual a la cantidad de calor extraída de la unidad de superficie,

cuando el exceso de temperatura es igual a 1 grad, y  $\tau$  es el exceso de temperatura de la superficie a enfriar sobre la temperatura del medio refrigerante.

Por los datos de las pruebas, tenemos:

$$\lambda_{\text{con}} = C_{\text{con}} \sqrt{\frac{\tau}{H}}, \quad (6-9)$$

donde  $C_{\text{con}}$  es una constante que varía en función de las condiciones de ensayo en límites bastante amplios, y  $H$  es la altura de la superficie en m.

Tomando para las máquinas eléctricas y transformadores los valores medios de  $C_{\text{con}}$ ,  $\tau$  y  $H$ , se puede admitir que para la convección del aire

$$\lambda_{\text{con}} = 8W/(\text{grad} \cdot \text{m}^2).$$

La cantidad total de calor extraída de la superficie  $S$  por convección, será igual a:

$$Q_{\text{con}} = \lambda_{\text{con}} S \tau. \quad (6-10)$$

Según (6-7) y (6-10), la cantidad de calor extraída de la superficie mediante radiación y convección es igual a:

$$Q = \lambda_{\text{rad. con}} S \tau, \quad (6-11)$$

donde

$$\lambda_{\text{rad. con}} = \lambda_{\text{rad}} + \lambda_{\text{con}} \quad (6-11)$$

es el coeficiente de transmisión de calor por radiación y convección, que en condiciones normales es igual a  $14W/(\text{grad} \cdot \text{m}^2)$ .

Las relaciones (6-7) y (6-10) o bien (6-11) se admiten para calcular el exceso de la temperatura cuando no existe convección artificial.

En las máquinas eléctricas las condiciones de difusión del calor por radiación y convección son distintas en diferentes superficies. En las máquinas modernas ventiladas la extracción del calor por convección artificial predomina sobre la extracción del calor por radiación en una cantidad tan grande que esta última puede ser despreciada.

**D. Emisión térmica por las superficies sopladas.** Aquí hay que distinguir dos casos: a) la emisión térmica por una superficie soplada abierta y b) la emisión térmica por una superficie soplada cerrada. Un ejemplo del primer tipo es el enfriamiento de la superficie exterior del colector de una máquina de tipo abierto y el enfriamiento de la cuba del transformador; como ejemplo del segundo tipo puede servir la refrigeración de las superficies de los canales en las máquinas con ventilación interior. En estas condiciones la intensificación de la emisión térmica sólo ocurre prácticamente a cuenta de la intensificación de la convección. El estudio de este problema se hace difícil a causa de la diversidad constructiva de las máquinas eléctricas y de la complicación de los fenómenos aerodinámicos que ocurren en los canales y cavidades de la máquina.

Por esto la intensificación de la transmisión de calor al soplar las superficies exteriores se tiene en cuenta con fórmulas empíricas. Una de las fórmulas más divulgadas tiene la siguiente forma:

$$\lambda'_{\text{con}} = \lambda_{\text{con}} (1 + c_b V v). \quad (6-12)$$

Aquí  $\lambda'_{\text{con}}$  es el coeficiente de transmisión de calor por la superficie soplada;  $\lambda_{\text{con}}$  es el mismo coeficiente para la convección natural;  $v$  es la velocidad del aire con respecto a la superficie a enfriar, medida en m/s, y  $c_b$  es un coeficiente empírico.

Cuando el soplado es igual por toda la superficie, según los datos experimentales,  $c_b \approx 1,3$ ; cuando el soplado de la superficie del cuerpo que se enfria es desigual, el coeficiente  $c_b$  disminuye, por ejemplo, hasta  $c_b \approx 0,5$  para las armazones de los motores de tracción que trabajan en la línea.

#### 6-4. La teoría del calentamiento de un cuerpo sólido

Aunque una máquina eléctrica consta de varias piezas con distintas propiedades físicas, no obstante, como base para el análisis del proceso de su calentamiento puede servir la teoría del calentamiento de un cuerpo sólido ideal, bajo el cual se entiende un cuerpo homogéneo con una difusión de calor igual por toda la superficie y con una conductibilidad térmica infinitamente grande.

Supongamos que en la unidad de tiempo en el cuerpo se desprenden  $Q$  unidades de calor. Entonces, la cantidad de energía calorífica desprendida en el cuerpo en un intervalo de tiempo infinitamente corto  $dt$  será igual a  $Qdt$ .

Si en este intervalo de tiempo tuvo lugar el aumento de la temperatura del cuerpo en  $d\tau$  grados, entonces la cantidad de energía calorífica absorbida por el cuerpo será igual a  $Gcd\tau$ , donde  $G$  es el peso del cuerpo y  $c$  su calor específico.

Si en el proceso de calentamiento del cuerpo tuvo lugar el aumento de la temperatura de su superficie, con respecto a la temperatura del medio ambiente, en  $\tau$  grados, entonces la cantidad de energía calorífica difundida por el cuerpo al espacio circundante por radiación, convección y conductibilidad térmica durante el tiempo  $dt$ , será igual a  $S\lambda\tau dt$ , donde  $S$  es el área de la superficie del cuerpo y  $\lambda$  es el coeficiente de emisión térmica de la superficie.

La diferencia entre la cantidad de energía calorífica desprendida en el cuerpo ( $Qdt$ ) y la cantidad de energía calorífica disipada por el cuerpo en el espacio circundante ( $S\lambda\tau dt$ ), se gasta para elevar la temperatura del cuerpo. Por lo tanto, la ecuación diferencial principal del calentamiento se puede escribir de la forma siguiente:

$$Qdt - S\lambda\tau dt = Gcd\tau. \quad (6-13)$$

La cantidad de energía calorífica disipada por la superficie del cuerpo crece junto con el exceso de temperatura  $\tau$ , y, por lo tanto, disminuye la parte de la energía calorífica que se gasta para elevar

la temperatura del cuerpo. Debido a esto el proceso de calentamiento comienza a debilitarse gradualmente. Y cuando, por fin, la diferencia de la temperatura alcanza tal exceso final de temperatura  $\tau_{fin}$  con el cual toda la cantidad de energía calorífica desprendida en el cuerpo se consume para la difusión del calor por su superficie, la temperatura del cuerpo cesa de elevarse ( $d\tau = 0$ ) y surge el estado estable de la temperatura del cuerpo. En este caso la ecuación (6-13) se transforma en la igualdad

$$Qdt - S\lambda\tau_{fin} dt = 0,$$

de donde

$$\tau_{fin} = \frac{Q}{S\lambda}. \quad (6-14)$$

Así, el exceso estable final de temperatura  $\tau_{fin}$  es proporcional al flujo calorífico  $Q$ , e inversamente proporcional a la superficie del cuerpo  $S$  y al coeficiente de transmisión del calor  $\lambda$  y no depende de la capacidad calorífica del cuerpo  $c$  ni de su masa  $G$ .

Dividamos (6-13) por  $S\lambda$  y designemos:

$$T = \frac{Gc}{S\lambda}. \quad (6-15)$$

Entonces obtendremos:

$$(\tau_{fin} - \tau) dt = T d\tau$$

o bien,

$$\frac{dt}{T} = \frac{d\tau}{\tau_{fin} - \tau}. \quad (6-16)$$

En virtud de (6-14) y (6-15) a la expresión para  $T$  se le puede dar también la forma siguiente:

$$T = \frac{Gc\tau_{fin}}{Q}. \quad (6-17)$$

De (6-17) se ve que  $T$  representa el tiempo durante el cual un cuerpo de masa  $G$  y de una capacidad calorífica  $c$  se calienta a  $\tau_{fin}$ , cuando el flujo calorífico desprendido en él es igual a  $Q$  y cuando no existe difusión alguna de calor por la superficie del cuerpo. Por esta razón la magnitud  $T$  se llama *constante del tiempo de calentamiento*. Según (6-15) la constante del tiempo de calentamiento  $T$  es proporcional a la capacidad calorífica total del cuerpo  $Gc$ , inversamente proporcional a la difusión total del calor de su superficie  $S\lambda$  y no depende de la magnitud del flujo calorífico  $Q$ .

Puesto que el volumen del cuerpo aumenta proporcionalmente a la tercera potencia, y la superficie es proporcional a la segunda potencia de las dimensiones lineales, su constante de tiempo crece, siendo las demás condiciones iguales, proporcionalmente a la primera potencia de las dimensiones lineales. Debido a esto la constante del tiempo de calentamiento de las máquinas grandes es también mayor. Con la intensificación de la ventilación crece  $\lambda$  y la constante del tiempo de calentamiento disminuye. La constante del

tiempo de calentamiento de las máquinas eléctricas normales es de 0,5 hasta 3—4 horas.

La integración de (6-16) proporciona para la integral común la expresión:

$$\frac{t}{T} = -\ln(\tau_{\text{fin}} - \tau) + C, \quad (6-18)$$

donde  $C$  es la constante de integración que puede ser determinada por las condiciones iniciales.

Si en el instante inicial  $t=0$  el cuerpo tiene un exceso inicial de temperatura respecto al medio ambiente igual a  $\tau_0$ , entonces, de acuerdo con (6-18), tenemos:

$$C = \ln(\tau_{\text{fin}} - \tau_0).$$

Sustituyendo el valor de  $C$  en (6-18), obtenemos:

$$\frac{t}{T} = \ln \frac{\tau_{\text{fin}} - \tau_0}{\tau_{\text{fin}} - \tau},$$

de donde para el exceso de temperatura  $\tau$  como función del tiempo hallamos definitivamente

$$\boxed{\tau = \tau_{\text{fin}} \left( 1 - e^{-\frac{t}{T}} \right) + \tau_0 e^{-\frac{t}{T}}.} \quad (6-19)$$

Si en el instante inicial  $t=0$  el exceso inicial de temperatura es  $\tau_0=0$ , entonces la ecuación (6-19) adquiere una forma más simple:

$$\tau = \tau_{\text{fin}} \left( 1 - e^{-\frac{t}{T}} \right). \quad (6-20)$$

Siendo  $t=0$  la ecuación (6-20) da  $\tau=0$ , y para  $t=\infty$  tendremos que  $\tau=\tau_{\text{fin}}$ .

De (6-19) se puede obtener también la ley de enfriamiento del cuerpo, cuyo exceso de temperatura es  $\tau_0$ . Efectivamente, si no se desprende calor en el cuerpo ( $Q=0$ ), entonces según (6-14) tenemos que  $\tau_{\text{fin}}=0$  y de (6-19) obtenemos:

$$\tau = \tau_0 e^{-\frac{t}{T}}. \quad (6-21)$$

En virtud de (6-19) y (6-21) el calentamiento y enfriamiento del cuerpo se efectúan de acuerdo con la ley exponencial. En la fig. 6-1, a las curvas 1 y 2 son las curvas de calentamiento del cuerpo  $\tau=f(t)$  cuando  $\tau_0 \neq 0$  y cuando  $\tau_0=0$ ; la curva 3 es la curva de enfriamiento del cuerpo  $\tau=f(t)$ . Para los momentos de tiempo  $t=T, 2T, 3T, \dots$  la magnitud  $\tau/\tau_{\text{fin}}$  tendrá los valores siguientes:

$$\begin{array}{rccccccccc} t & \cdots & : & \cdots & : & \cdots & : & \cdots & : \\ \tau/\tau_{\text{fin}} & \cdots & : & \cdots & : & \cdots & : & \cdots & : \\ & \cdots & : & \cdots & : & \cdots & : & \cdots & : \\ & & & & & & & & \\ & & & T & & 2T & & 3T & & 4T \\ & & & 0,632 & & 0,865 & & 0,95 & & 0,982 \end{array}$$

Estos datos muestran que el cuerpo alcanza el exceso de temperatura establecido  $\tau_{fin}$  prácticamente en un plazo de tiempo equivalente a cuatro constantes del tiempo de calentamiento.

Por las curvas de calentamiento se puede determinar gráficamente la constante de calentamiento  $T$ . Para demostrar esta tesis diferenciemos la ecuación (6-19) con relación a  $t$ . Obtendremos:

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{(\tau_{fin} - \tau_0)}{T} e^{-\frac{t}{T}}.$$

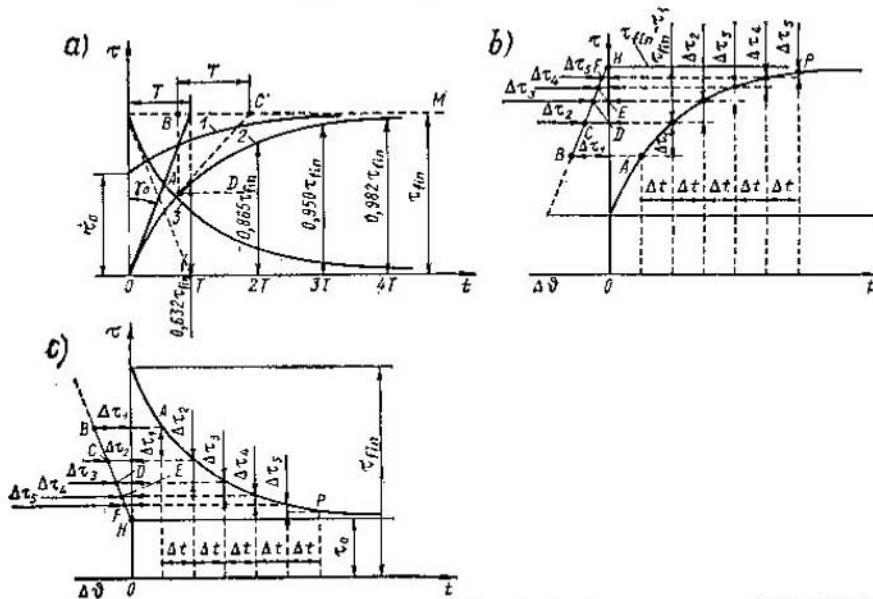


Fig. 6-1. Curva de calentamiento y enfriamiento de un cuerpo sólido ideal

Pero de acuerdo con la misma ecuación (6-19)

$$(\tau_{fin} - \tau_0) e^{-\frac{t}{T}} = \tau_{fin} - \tau.$$

Por eso

$$\frac{d\tau}{dt} = \frac{\tau_{fin} - \tau}{T}$$

o bien

$$T = (\tau_{fin} - \tau) : \frac{d\tau}{dt}.$$

Esta dependencia es precisamente la inicial para determinar gráficamente la constante  $T$ .

Ahora analicemos en la fig. 6-1, a) el triángulo ABC, donde AC es un segmento de la tangente a la curva de calentamiento en cierto punto A, correspondiente a los valores de  $t$  y  $\tau$ .

Para este triángulo tenemos:

$$BC = AB : \operatorname{tg} \angle BCA.$$

Pero  $AB = \tau_{\text{fin}} - \tau$ , y  $\angle BCA = \angle CAD$  representa el ángulo de inclinación de la tangente, cuya tangente es igual a la derivada de la función en el punto dado, es decir

$$\operatorname{tg} \angle BCA = \frac{d\tau}{dt}.$$

Comparando las relaciones obtenidas se deduce que en la fig. 6-1, a,  $BC = T$ , es decir que la constante de calentamiento  $T$  se puede determinar como la subtangente  $BC$  (fig. 6-1 a), cortada por la tangente trazada a la curva de calentamiento en cualquier punto de ésta, en la recta  $BCM$  de exceso final de temperatura. En particular,  $T$  se puede determinar también trazando una tangente a la curva de calentamiento o de enfriamiento en el punto inicial  $t=0$  (fig. 6-1, a).

Aprovechando las propiedades de la función exponencial se puede determinar también gráficamente el exceso final de temperatura  $\tau_{\text{fin}}$  por cierto trozo de la curva de calentamiento o de enfriamiento. Demostremos esto partiendo de la expresión obtenida más arriba para la derivada  $d\tau/dt$ .

De esta expresión tenemos:

$$\tau_{\text{fin}} - \tau = T \frac{d\tau}{dT}.$$

Sustituimos aquí la derivada  $d\tau/dt$  por la relación de los pequeños incrementos finales  $\Delta\tau/\Delta t$ , admitiendo que  $\Delta t = \text{const}$ . Entonces,

$$\tau_{\text{fin}} - \tau = \frac{T}{\Delta t} \Delta\tau = k\Delta\tau,$$

es decir, la diferencia  $\tau_{\text{fin}} - \tau$ , cuando  $\Delta t = \text{const}$ , es función lineal del incremento  $\Delta\tau$ . De aquí se desprende, para determinar  $\tau_{\text{fin}}$  (fig. 6-1, b), el siguiente trazado. Tomamos el tramo  $AP$  en la curva de calentamiento, y dividiendo el plazo de tiempo que a él le corresponde en intervalos iguales

$$\Delta t_1 = \Delta t_2 = \Delta t_3 = \dots = \Delta t,$$

determinamos los incrementos de temperatura que a éstos les corresponde  $\Delta\tau_1$ ,  $\Delta\tau_2$ ,  $\Delta\tau_3$ , etc. Trazando sobre el eje de abscisas, hacia la izquierda del origen de las coordenadas, los incrementos obtenidos  $\Delta\tau$  para los correspondientes valores de las diferencias  $\tau_{\text{fin}} - \tau_1$ ,  $\tau_{\text{fin}} - \tau_2$ ,  $\tau_{\text{fin}} - \tau_3$ , etc. y trazando por los extremos  $B$ ,  $C$ ,  $D$ ,  $E$ ,  $F$  de los segmentos trazados  $\Delta\tau_1$ ,  $\Delta\tau_2$ ,  $\Delta\tau_3$ , ... una recta hasta la intersección con el eje de ordenadas en el punto  $H$ , hallamos el valor final del exceso de temperatura:

$$\tau_{\text{fin}} = OH.$$

Asimismo se puede realizar también el trazado para determinar la temperatura final para la curva de enfriamiento (fig. 6-1 c).

Debido a los errores acondicionados a los trazados gráficos y a las desviaciones de las curvas de calentamiento de la dependencia

pureamente exponencial, los trazados indicados se utilizan prácticamente cuando la esfera de extrapolación no es demasiado grande.

Teóricamente la constante del tiempo de calentamiento  $T$  de una pieza dada de la máquina sigue siendo una magnitud constante. En las condiciones reales esta magnitud varía algo. Fundamentalmente esto se explica por la inconstancia de los coeficientes  $\lambda_{rad}$  y  $\lambda_{con}$ . Efectivamente, con el aumento de la temperatura las pérdidas en los devanados aumentan, y en los cojinetes, por el contrario, disminuyen. Además, el aire, al pasar por los canales de ventilación se calienta y, por consiguiente, la temperatura del medio refrigerante tiene diferentes valores en los diferentes sectores de la superficie de enfriamiento.

Pero la experiencia demuestra que el proceso de calentamiento de los cuerpos reales obedece lo suficientemente a la ley de calentamiento del cuerpo ideal, en caso en que su conductibilidad térmica es bastante grande (metales) y cuando la velocidad de desprendimiento de calor es moderada, es decir, cuando las cargas de las máquinas eléctricas son normales.

#### *6-5. Los principales regímenes nominales de funcionamiento de una máquina*

El Standard 183—66 establece para las máquinas eléctricas tres regímenes principales nominales de funcionamiento según el carácter y la duración del trabajo: a) régimen continuo, b) de corta duración y c) intermitente.

El régimen de funcionamiento de la máquina se llama *continuo* cuando el período de funcionamiento es tan grande que la temperatura en todas las piezas de la máquina alcanza prácticamente valores estables siendo la temperatura del aire de enfriamiento invariable. En este régimen la máquina puede trabajar todo el tiempo que se necesite con la condición de que los sobrecalentamientos de las piezas de la máquina no salgan fuera de los límites de los excesos de temperatura admisibles, establecidos por el standard e indicados en la tabla 6-1.

Régimen de trabajo de *corta duración* se denomina tal régimen cuando la máquina funciona durante un tiempo determinado indicado en la placa de características, observando que los excesos de temperatura de sus piezas no salgan fuera de los límites admitidos por el standard. En este caso el período de funcionamiento de la máquina es tan corto que el exceso de temperatura de la máquina, siendo la temperatura ambiente invariable, no alcanza el valor establecido, y el período de descanso o de trabajo sin carga es tan largo que prácticamente la máquina siempre está fría.

Se llama régimen de *trabajo intermitente* el régimen cuando los cortos períodos de trabajo se alternan con las así llamadas pausas, es decir, con los cortos períodos de parada o de trabajo de la máquina sin carga.

El régimen de trabajo intermitente se caracteriza por la duración relativa del período de trabajo indicada en la placa de características, bajo la cual se entiende la relación del tiempo del período de trabajo a la duración del ciclo (período de trabajo más la pausa).

La máquina puede trabajar en el régimen intermitente, con la duración relativa del período de trabajo indicada en la placa de características, tanto tiempo cuanto se necesite, observando que los excesos de temperatura de sus piezas no salgan fuera de los límites admitidos por el standard.

Este régimen de trabajo se caracteriza por una relativa (en tantos por ciento) duración de arranque (DA) determinada por la fórmula

$$DA = \frac{t_a}{t_a + t_b},$$

donde  $t_a$  es el tiempo de trabajo;  $t_b$  es la pausa.

#### 6-6. Calentamiento de una máquina en el régimen de trabajo continuo

La mayoría de las máquinas eléctricas, excepto las de tracción, están destinadas para funcionar en regímenes de trabajo continuo. Además, el cálculo de los excesos de temperatura para el régimen continuo sirve también de base para los cálculos de los excesos de temperatura en los regímenes de trabajo de corta duración e intermitentes. Por lo tanto el cálculo calorífico del régimen de trabajo continuo es el principal.

Los cálculos caloríficos de las máquinas eléctricas son bastante complicados y se analizan más detalladamente en el curso de las construcciones de máquinas eléctricas. Aquí sólo mostraremos el desarrollo del cálculo para el régimen de trabajo continuo, cuando los excesos de temperatura alcanzan los valores estables.

Las magnitudes de las pérdidas en determinadas piezas de la máquina son conocidas del cálculo eléctrico. Por el esquema constructivo de la máquina se establecen las direcciones de los flujos caloríficos y la cantidad de calor emitida por las superficies de enfriamiento. Se determinan la velocidad del aire, el coeficiente de transmisión de calor y el área de las superficies de enfriamiento y se establecen: a) por la fórmula (6-3) el salto térmico en el aislamiento del devanado  $\tau_{ais}$ ; b) por la fórmula (6-11) el exceso de temperatura de la superficie de enfriamiento sobre la temperatura del medio refrigerante  $\tau_{sup. o}$ .

Además, durante el movimiento de los gases y los líquidos por los canales hay que tener en cuenta el calentamiento medio del propio medio refrigerante  $\Delta\tau_{o, med}$ .

El exceso de temperatura del devanado sobre la temperatura del medio refrigerante que entra en la máquina  $\tau_{dev. o}$  se expresa por la suma:

$$\tau_{dev. o} = \tau_{ais} + \tau_{sup. o} + \Delta\tau_{o, med}. \quad (6-22)$$

Los valores obtenidos de los excesos de temperatura no deben superar los valores admitidos por el Standard 183—66.

A causa de la complejidad de los fenómenos aerodinámicos que tienen lugar en la máquina, las velocidades del medio refrigerante en unas u otras superficies y los respectivos coeficientes de transmisión del calor sólo se pueden establecer aproximadamente. Es también difícil de establecer con bastante exactitud la dirección y la magnitud de ciertos flujos caloríficos en la máquina. Por eso los cálculos caloríficos dan resultados satisfactorios sólo cuando se dispone de los datos experimentales necesarios.

### 6-7. Calentamiento en el régimen de trabajo de corta duración

Para determinar el exceso de temperatura en distintas piezas de la máquina  $\tau_{cor}$  cuando ésta funciona en el régimen de corta duración, al principio se determina, por el método antemencionado, el exceso de temperatura  $\tau_{fin}$  cuando la máquina funciona en el régimen continuo con una carga dada y se establecen también las constantes del tiempo de calentamiento  $T$ . Conociendo la duración del régimen de corta duración  $t_{cor}$  se pueden determinar los excesos de temperatura alcanzados en este régimen por la fórmula (6-20):

$$\tau_{cor} = \tau_{fin} \left( 1 - e^{-\frac{t_{cor}}{T}} \right). \quad (6-23)$$

Los valores de  $\tau_{cor}$  deben estar dentro de los límites indicados en el Standard 183—66.

Obviamente,  $\tau_{fin} > \tau_{cor}$  y, en comparación con el régimen continuo, el valor de  $\tau_{fin}$  admitido puede ser mayor en

$$\frac{\tau_{fin}}{\tau_{cor}} = \frac{1}{1 - e^{-\frac{t_{cor}}{T}}}.$$

veces. En tantas mismas veces pueden ser mayores los valores admisibles de las pérdidas en la máquina. Por eso, cuando las dimensiones exteriores están dadas, la potencia de las máquinas con régimen de trabajo de corta duración es mayor que la potencia de las máquinas con régimen de trabajo continuo.

### 6-8. Calentamiento en el régimen de trabajo intermitente

Supongamos que la máquina comienza a trabajar en el régimen de carga intermitente en estado frío. Sea  $t_a$  el tiempo del período de trabajo y  $t_b$  el tiempo de la pausa.

En el primer período de trabajo el calentamiento de la máquina se efectúa por el tramo  $Oa$  de la curva de calentamiento 1 de la fig. 6-2, que puede ser trazada si se conocen la constante del tiempo de calentamiento  $T_a$  y el exceso de temperatura  $\tau_{fin}$  esta-

blecido para el trabajo de la máquina en el régimen continuo con una potencia dada.

Luego llega la pausa y la máquina comienza a enfriarse. El enfriamiento transcurre de acuerdo con la curva paralela al tramo  $A'B'$  de la curva 2 en la fig. 6-2. Esta curva se puede trazar también cuando se conocen  $\tau_{fin}$  y la constante de tiempo  $T_b$  para el enfriamiento. Si durante la pausa las condiciones de ventilación son las mismas que para el período de trabajo, entonces, las constantes de tiempo de las curvas 1 y 2 en la fig. 6-2 son iguales.

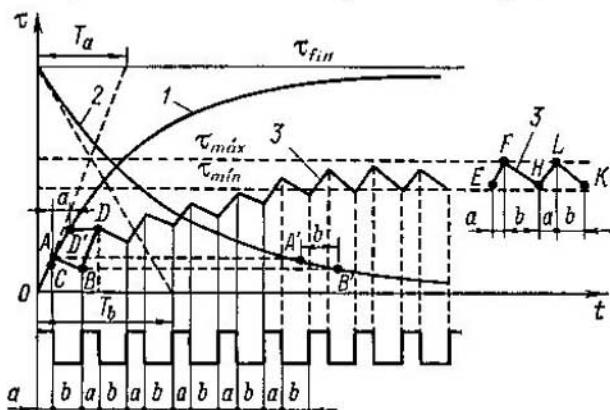


Fig. 6-2. Curva de calentamiento el caso de carga intermitente

Si, por ejemplo, durante la pausa, la máquina está parada y no se ventila, entonces la constante de tiempo de la curva 2 es mayor que la constante de tiempo de la curva 1.

En el segundo ciclo de trabajo y en los sucesivos, el calentamiento se efectúa según las curvas paralelas a los respectivos tramos de la curva 1, y el enfriamiento, a los respectivos tramos de la curva 2. Como resultado de esto obtenemos la curva en forma de zigzag 3.

Pasado cierto tiempo el régimen prácticamente se hace permanente y el exceso de temperatura de la máquina oscila entre los límites de  $\tau_{\max}$  hasta  $\tau_{\min}$ .

Se ve que en el régimen continuo de trabajo  $\tau_{\max}$  es menor que  $\tau_{fin}$ . Según esto, en el régimen de trabajo intermitente, en una máquina con las mismas dimensiones exteriores y las mismas condiciones de ventilación, se pueden admitir pérdidas  $\tau_{fin} : \tau_{\max}$  veces mayores y respectivamente mayor potencia. Si utilizamos en el régimen intermitente una máquina destinada para funcionar en el régimen continuo, su potencia puede ser aumentada, si las demás condiciones de trabajo de la máquina lo permiten, por ejemplo, las condiciones de comutación, o la capacidad de sobrecarga por el momento.

## 6-9. Ventilación de las máquinas eléctricas

Según el método de enfriamiento existen:

1) máquinas con enfriamiento natural, que no tienen dispositivos especiales para el enfriamiento;

2) máquinas con autoventilación interior cuyo enfriamiento se consigue por medio de ventiladores u otros aparatos especiales que constituyen con la parte giraloria de la máquina una pieza entera;

3) máquinas con autoventilación exterior, cuya superficie exterior se enfría mediante la autoventilación, mientras que las piezas activas están cerradas para el acceso del aire exterior;

4) máquinas con refrigeración ajena, en las cuales el medio refrigerante gaseoso o líquido se suministra por medio de aparatos especiales instalados fuera de la máquina, por ejemplo, un ventilador o una bomba.

La mayoría de las máquinas se enfrian con aire. La densidad del aire es  $\gamma = 1,1 \text{ kg/m}^3$  y su capacidad calorífica  $c = 1000 \text{ W}\cdot\text{s}/(\text{grad}\cdot\text{kg})$ . En las máquinas normales el exceso de temperatura del aire que sale de la máquina sobre la temperatura del aire que entre en la máquina es igual a  $\tau_{\text{air}} = 18 \div 27 \text{ grad}$ . Según estos datos, el gasto de aire por 1 kW de pérdidas en la máquina, constituye:

$$V = \frac{1000}{\gamma \tau_{\text{air}} c} = \frac{1000}{1,1 (18 + 27) \cdot 1000} = 0,033 \div 0,05 \text{ m}^3/\text{s}$$

o bien  $2 \div 3 \text{ m}^3/\text{min}$ . La misión de la ventilación consiste en hacer pasar a través de la máquina la cantidad necesaria de aire con las mínimas pérdidas por ventilación y con un enfriamiento eficaz de las piezas más calientes de la máquina.

Analicemos brevemente las particularidades características de los diferentes sistemas de enfriamiento.

**A. Máquinas con enfriamiento natural.** Con este método de enfriamiento, actualmente, sólo se construyen máquinas de poca potencia, del orden de varias decenas o centenas de watos, puesto que las condiciones para su enfriamiento son relativamente simples.

**B. Máquinas con autoventilación interior.** Según cual sea el sentido de la circulación del aire por la máquina que se ventila, se distinguen: a) la ventilación por aspiración (fig. 6-3, a) y b) la ventilación impelente (fig. 6-3, b). Con más frecuencia se utiliza la ventilación por aspiración con un ventilador instalado por la parte del accionamiento. Una valiosa ventaja de este método de ventilación consiste en que en la máquina entra aire frío, mientras que en las máquinas con ventilación impelente el aire se calienta a cuenta de las pérdidas en el ventilador. Los datos de la investigación demuestran que el calentamiento del aire alcanza  $3-7^\circ\text{C}$ ; esto conduce a la necesidad de tener que aumentar el volumen del aire que se inyecta en la máquina en un  $15-20\%$ .

creciendo al mismo tiempo las pérdidas por ventilación en un 50—70%.

Según cual sea la dirección del flujo de aire que baña las partes calientes de la máquina existen dos sistemas principales de ventilación: a) radial y b) axial.

En la fig. 6-4 está representado esquemáticamente un sistema de ventilación radial simple de una máquina asincrónica con canales

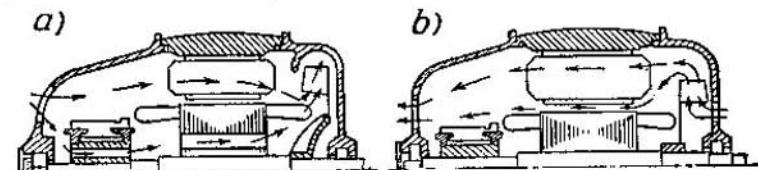


Fig. 6-3. Ventilación por aspiración e impelente

radiales de ventilación. El núcleo consta de paquetes separados de 4—8 cm de espesor cada uno, la anchura del canal de ventilación es de 10 mm.

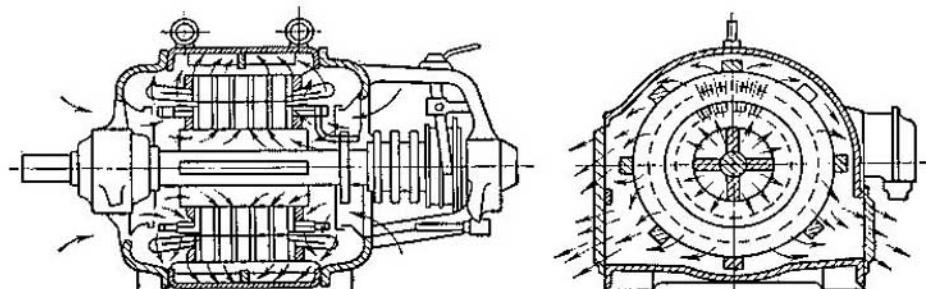


Fig. 6-4. Ventilación radial simple de un motor asincrónico

En la fig. 6-5 está representado un esquema de ventilación radial simple para una máquina sincrónica. En el capítulo VII se estudia el sistema de ventilación radial de chorros múltiples que se utiliza en los turboalternadores.

Las ventajas del sistema radial de ventilación son: unas pérdidas de energía por ventilación mínimas y un calentamiento de la máquina en dirección axial bastante uniforme. Los inconvenientes de este sistema de ventilación son: menor compactibilidad de la máquina ya que los canales de ventilación ocupan hasta el 20% a lo largo del inducido; relativamente menor emisión calorífica en comparación con otros sistemas y, en algunos casos, una débil estabilidad del sistema con respecto a la cantidad de aire refrigerante que pasa por la máquina; así, por ejemplo, el desplazamiento del rotor a 2-3 mm en dirección axial hacia uno u otro lado de la posición representada en la fig. 6-4 puede atraer consigo la variación de la cantidad de aire refrigerante en un 20—30%.

En la fig. 6-6 está ilustrado un sistema de ventilación axial para máquinas asíncronas. Si los canales axiales sólo están dispuestos en la parte giratoria, entonces, este sistema de ventilación se llama axial simple (fig. 6-6, a), si están dispuestos a ambos lados de la máquina, se llama axial doble (fig. 6-6, b).

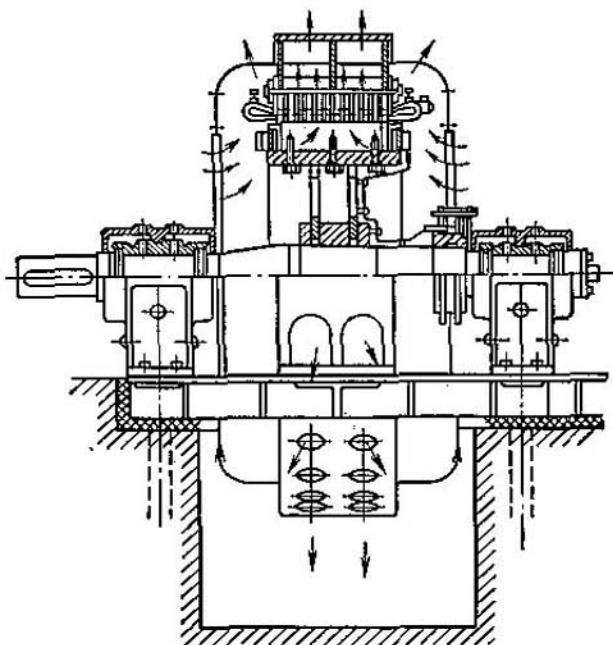


Fig. 6-5. Ventilación radial simple de una máquina síncrona

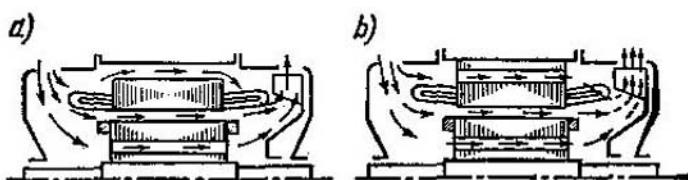


Fig. 6-6. Ventilación axial simple y doble

Un inconveniente de la ventilación axial es la emisión desigual del calor. Efectivamente, la parte derecha de la máquina (fig. 6-6, a) se enfriá peor puesto que el aire al pasar por los canales axiales se calienta. También existen sistemas de ventilación mixtos, radia-axiales.

Los cálculos detallados y las investigaciones que se han realizado demuestran que en las máquinas de poca potencia y, en parte, de potencia media el sistema de ventilación axial da mejores resultados,

para las máquinas de gran potencia y de potencia media es mejor el sistema radial.

Las máquinas con autoventilación exterior se utilizan en los casos cuando el aire contiene gases explosivos o vapores de ácidos que destrozan el aislamiento, estas máquinas deben estar cerradas, es decir, deben construirse de tal modo que el aire exterior no puede pasar al interior de la máquina. En este caso todo el calor producido en la máquina puede ser extraído al medio ambiente sólo por la superficie exterior de la armazón. En condiciones de ventilación natural la máquina resulta pesada y costosa, sin embargo, utilizando el soplado de la superficie exterior de la armazón se puede aumentar la potencia de la máquina en 2—3 veces.

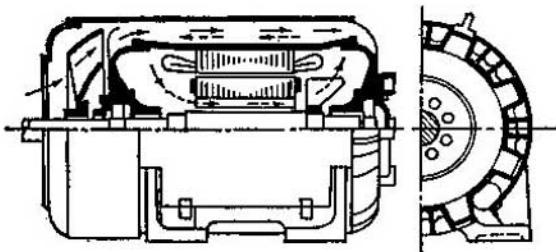


Fig. 6-7. Máquina con soplado exterior

El soplado de la armazón se realiza por medio de un ventilador instalado fuera de los platillos de cojinetes (fig. 6-7). Para intensificar la transmisión del calor desde las partes interiores de la máquina a su superficie exterior, se utilizan ventiladores interiores especiales que sirven para hacer circular el aire por dentro de la máquina.

**C. Máquinas con enfriamiento independiente.** En estas máquinas el aire refrigerante se suministra a la máquina por medio de un ventilador independiente que tiene su propio accionamiento. Regulando la velocidad del ventilador podemos, según cual sea la carga, intensificar o debilitar la ventilación. Así, por ejemplo, cuando la carga es incompleta conviene disminuir la velocidad del ventilador. En este caso se reducen considerablemente las pérdidas por ventilación (casi proporcionalmente al cubo de la velocidad), lo cual aumenta el rendimiento total de la máquina.

**D. Ventilación afluente y en circuito cerrado.** Tanto la autoventilación como la ventilación independiente se dividen en dos tipos: a) afluente y b) en circuito cerrado.

Por sistema de ventilación afluente se entiende tal ventilación cuando a la máquina se suministran del exterior cada vez nuevas masas de aire frío que, después de pasar a través de la máquina, se evacuan al exterior, a la atmósfera. Para advertir el ensuciamiento de la máquina por el polvo que contiene el aire, en el

orificio de entrada del conducto que suministra el aire a la máquina se puede instalar un filtro, pero habrá que limpiarlo con frecuencia. Además, este filtro aumenta la resistencia al flujo de aire y por lo tanto exige un aumento de la potencia del ventilador.

Por sistema de ventilación en circuito cerrado se entiende tal ventilación en la que un mismo volumen de aire realiza un ciclo cerrado, a saber: pasa a través de la máquina, se calienta, llega a los enfriadores de aire, aquí se enfria, entra de nuevo en la máquina y así sucesivamente. En este caso el aire circula por un circuito cerrado en la dirección: ventilador  $V$ —máquina  $M$ —enfriador de aire  $E$  (fig. 6-8, a), o bien, en la dirección: ventilador  $V$ —enfriador de aire  $E$ —máquina  $M$  (fig. 6-8, b). En el último caso el aire frío entra directamente del enfriador de aire a la máquina, mientras que en el primer caso el aire se calienta ligeramente cuando pasa a través del ventilador.

El sistema de ventilación en circuito cerrado se utiliza ampliamente en los grandes alternadores sincrónicos.

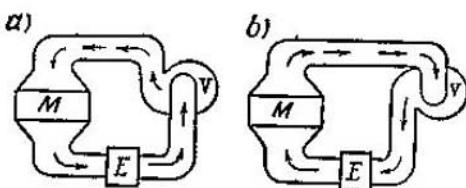


Fig. 6-8. Sistema de ventilación en circuito cerrado

## CAPÍTULO VII

### SISTEMAS DE ENFRIAMIENTO DE LOS TURBOALTERNADORES Y ALTERNADORES HIDRÁULICOS

#### 7-1. Ventilación de los turboalternadores con enfriamiento ordinario

**A. Sistema de refrigeración por aire.** Al problema de la elección del sistema de ventilación de los turboalternadores siempre se le ha prestado gran atención puesto que sus dimensiones exteriores, debido a su gran velocidad de rotación, son relativamente pequeñas en comparación con otros tipos de máquinas de potencia análoga.

En el primer período de su evolución los turboalternadores se construían excepcionalmente con enfriamiento por aire y se lograron éxitos considerables en la perfección de los sistemas de enfriamiento. La máxima potencia de los turboalternadores con enfriamiento por aire era de 100 MW.

La utilización del hidrógeno gaseoso como medio refrigerante hizo posible el desarrollo ulterior de los sistemas de enfriamiento de los turboalternadores. Por eso, actualmente, el enfriamiento por aire sólo se utiliza en los turboalternadores de relativamente poca potencia (hasta 30—40 MW). En estas máquinas se utiliza, generalmente el esquema de ventilación radial de chorros múltiples con ciclo cerrado de circulación del aire.

En la fig. 7-1 se representa esquemáticamente un turboalternador con sistema de ventilación por aire y con los enfriadores de aire dispuestos en el sótano. En la máquina el aire circula bajo la acción de los ventiladores empotrados 1 dispuestos a ambos lados del rotor. Una parte del aire injectado por el ventilador baña las partes frontales del devanado del estator, pasa por el entrehierro de entre el estator y el rotor y se evaca a través de los canales radiales, que están más próximos a las superficies de los extremos del núcleo del estator, a las cámaras anulares de aire caliente 2, y luego se dirige a la cámara del sótano a los enfriadores de aire a través de una cámara común de salida 3. Otra parte del aire refrigerante pasa por entre la cámara 2 y el revestimiento del alternador a la cámara anular 4, por los canales radiales se dirige al entrehierro de la máquina, de donde análogamente entra en las cámaras de aire caliente 5 y 2 a continuación en la cámara común de salida 3 hacia los enfriadores de aire.

De los enfriadores de aire éste, a través de las cámaras 6, pasa de nuevo a los ventiladores y luego a la máquina.

El sistema de ventilación representado en la fig. 7-1 se llama de tres chorros por el número de flujos de aire caliente que salen del alternador. En los turboalternadores de núcleos largos se utilizan sistemas de chorros múltiples y en los alternadores de baja potencia, sistemas de dos chorros y de un chorro.

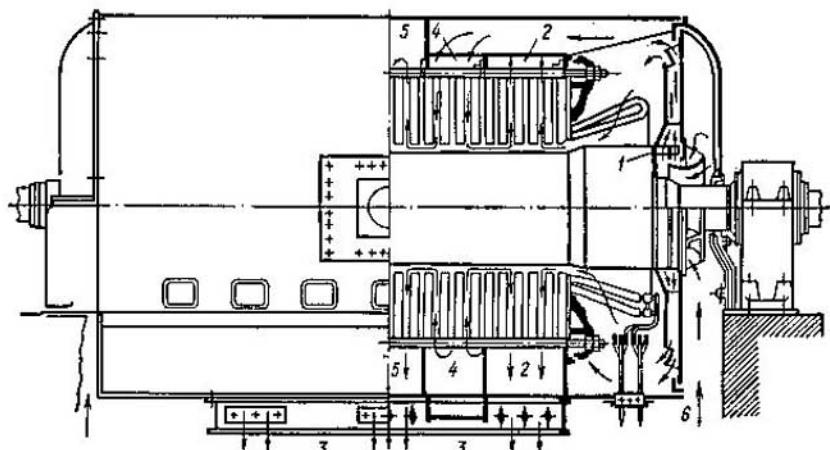


Fig. 7-1. Sistema de ventilación radial en circuito cerrado de un turboalternador con enfriamiento por aire

**B. Sistema de enfriamiento por hidrógeno.** En los años 1940—1948 empezaron a utilizarse ampliamente los turboalternadores con sistemas de enfriamiento por hidrógeno. Cuando se utiliza el hidrógeno como medio refrigerante aumenta considerablemente la eficacia del enfriamiento y disminuyen las pérdidas por el rozamiento del rotor con el gas que, en la refrigeración por aire, constituyen una parte esencial de las pérdidas totales. Estas ventajas del enfriamiento por hidrógeno están acondicionadas por el hecho de que el hidrógeno tiene, en comparación con el aire, 6, 7 veces mayor conductibilidad calorífica, por lo cual aumenta el coeficiente de traspaso del calor de las superficies. En el medio de hidrógeno se reduce también esencialmente la resistencia calorífica del aislamiento del cuerpo de los devanados. Como resultado, el sistema de enfriamiento por hidrógeno permite construir, para las dimensiones exteriores dadas, máquinas de mayor potencia. Además, el hidrógeno técnico es aproximadamente 10 veces más ligero que el aire y, por lo tanto, se reducen respectivamente las pérdidas por ventilación y por rozamiento del rotor con el gas.

Los cálculos realizados demuestran que en los turboalternadores de 50 y 100 MW de potencia con 3000 r.p.m. y con carga completa, el rendimiento aumenta en comparación con el rendimiento de

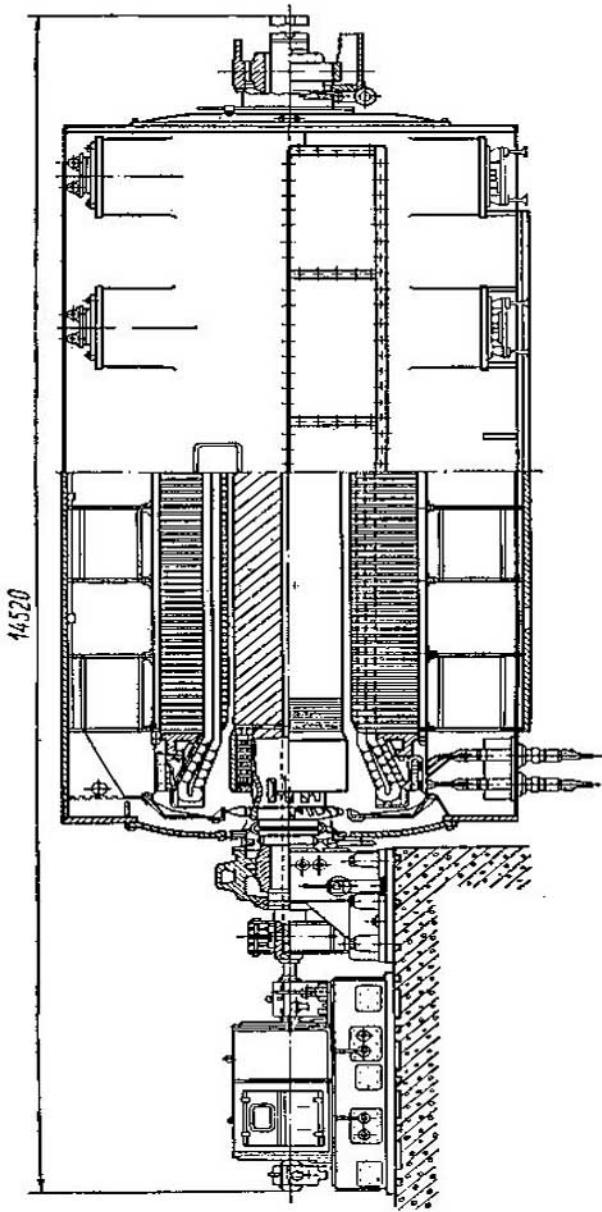


Fig. 7-2. Corte longitudinal de un turboalternador de 150 MW, de potencia con enfriamiento por hidrógeno

las máquinas con enfriamiento por aire, aproximadamente en un 0,8% y alcanza los valores de 98,6—98,8%.

La utilización del enfriamiento por hidrógeno también conduce a la prolongación del plazo de servicio del aislamiento, ya que el efecto de corona no provoca la formación del ozono, que eleva la intensidad de la oxidación del aislamiento, ni de otros compuestos nítricos nocivos. El hidrógeno no mantiene el fuego y, por lo tanto, no hace falta instalar en el alternador medios para extinguirlo.

Uno de los inconvenientes del enfriamiento por hidrógeno es el peligro explosivo que representa la mezcla del hidrógeno con el oxígeno, lo cual determina la necesidad de tener que hermetizar todo el volumen de la máquina lleno de hidrógeno y de reforzar la resistencia mecánica del cuerpo del turboalternador para excluir la posibilidad de su destrucción en caso de la explosión del hidrógeno dentro de la máquina. Además, en las centrales eléctricas donde se utiliza la refrigeración por hidrógeno es preciso disponer del así llamado servicio de hidrógeno donde esté prevista la obtención de este gas, el control de su pureza, la alimentación adicional y su purificación.

El esquema de circulación del gas por el turboalternador con enfriamiento por hidrógeno no ha sufrido cambios esenciales. En este caso la singularidad principal consiste en que a causa de la hermetización, los enfriadores de gas de los turboalternadores con enfriamiento por hidrógeno se montan, en general, directamente en el cuerpo del estator. Los enfriadores de gas están dispuestos horizontalmente por la circunferencia o verticalmente en las partes extremas del cuerpo del estator. Por eso la construcción del cuerpo resulta ser un poco complicada. Los platillos extremos se hacen mecánicamente resistentes y están conjugados herméticamente con el cuerpo. En los sitios de salida de los extremos del árbol del rotor se colocan obturadores de aceite especiales para evitar el escape del hidrógeno. También se empaquetan herméticamente los terminales del alternador. En la fig. 7-2 se muestra el corte longitudinal de un turboalternador de 150 MW con sistema de enfriamiento por hidrógeno ordinario.

Una de las partes del turboalternador más intensas por su calentamiento es el rotor, cuyo enfriamiento, cuando su construcción es de tipo normal, se efectúa por gas que baña la superficie exterior del rotor. Para mejorar el enfriamiento se estría la superficie del tambor del rotor con ranuras especiales hechas en forma helicoidal. Los turboalternadores con sistema de enfriamiento por hidrógeno ordinario se construían para potencias de hasta 150—200 MW.

El enfriamiento por hidrógeno se utiliza también en los compensadores sincrónicos grandes.

## 7-2. Sistemas de enfriamiento directo de los devanados de turboalternadores

**A. Ventajas principales del enfriamiento directo.** Durante el enfriamiento ordinario todo el calor producido en el cobre de los devanados se deriva, fundamentalmente, por la superficie de los núcleos de acero en los cuales están introducidos los devanados. En este caso, el flujo calorífico salva en su camino varias resistencias caloríficas, en las cuales, la suma de los saltos térmicos constituye el sobrecalentamiento del cobre del devanado. En este

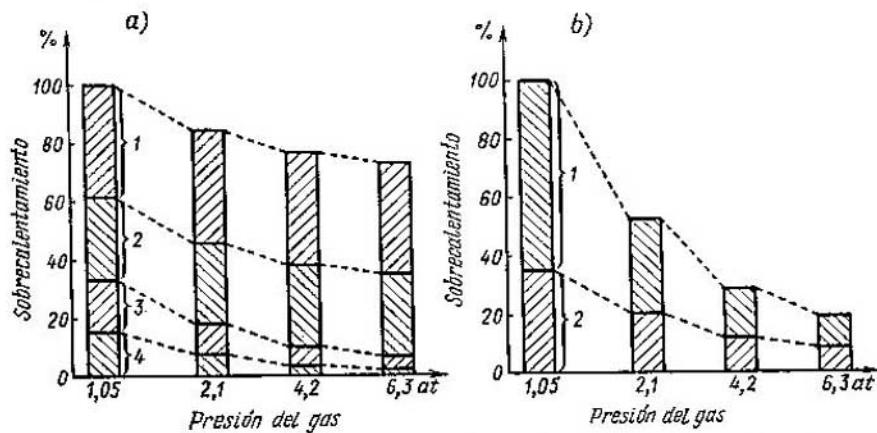


Fig. 7-3. Sobrecalentamiento del devanado del rotor y sus componentes en función de la presión del gas: a)—con refrigeración ordinaria  
 1—en el aislamiento; 2—en el diente del rotor; 3—en la superficie del rotor; 4—sobrecaleamiento del gas en el entrehierro  
 b)—con refrigeración directa  
 /—sobrecaleamiento del gas; 2—salto térmico en la superficie del canal

caso el sobrecalentamiento del cobre consta de las siguientes componentes: a) del salto térmico en el aislamiento del devanado; b) salto térmico en los dientes; c) salto térmico en la superficie de extracción del calor; d) sobrecalentamiento del gas refrigerante. Uno de los métodos para mejorar el enfriamiento consiste en la elevación de la presión del hidrógeno en el cuerpo del estator. Algunas firmas, para intensificar el enfriamiento del devanado de excitación prevén canales de ventilación suplementarios en el fondo de la ranura y en los dientes del rotor.

En la fig. 7-3, a) está representado un gráfico que ilustra las magnitudes relativas de las componentes de sobrecalentamiento mencionadas más arriba y su variación en función de la magnitud de la presión del hidrógeno. En la figura se ve que, cuando el enfriamiento es ordinario, las principales componentes del sobrecalentamiento son los saltos térmicos en el aislamiento y en los dientes del rotor. Con la elevación de la presión del hidrógeno

se reduce el salto térmico en la superficie del rotor y el sobrecaleamiento del hidrógeno, mientras que los saltos térmicos en el aislamiento y en el acero (en los dientes del rotor) permanecen invariables. Cuando el acero del núcleo tiene canales de ventilación suplementarios sólo disminuye el salto térmico en los dientes. Por consiguiente, las posibilidades para elevar la eficacia de los sistemas de enfriamiento ordinario de los turboalternadores son muy limitadas.

La eficiencia del enfriamiento de los devanados ha sido elevada bruscamente como resultado de la elaboración de los sistemas de

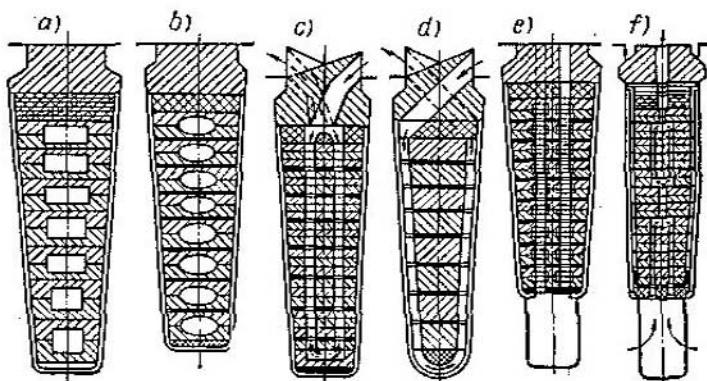


Fig. 7.4. Tipos de canales interiores en el devanado del rotor

enfriamiento directo. Para asegurar el enfriamiento directo en los hilos conductores del devanado se prevén canales interiores por los que circula el medio refrigerante (fig. 7-4). En este caso se excluyen las barreras térmicas principales en el camino de la extracción de las pérdidas y el sobrecaleamiento total del cobre sólo tiene dos componentes: el sobrecaleamiento del gas en el canal  $\tau_1$  y el salto térmico en la superficie del canal  $\tau_2$ , es decir, en el sitio de salida del gas refrigerante del canal interior

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 = \frac{q_1 l}{cV} + \frac{q_1}{\alpha P} = q_1 \left( \frac{l}{cV} + \frac{1}{\alpha P} \right),$$

donde  $q_1$  son las pérdidas en el cobre del devanado por unidad de longitud del canal interior;  $l$  es la longitud del canal;  $c$  es el calor específico del medio refrigerante;  $V$  es el gasto del medio refrigerante a través del canal;  $\alpha$  es el coeficiente de traspaso del calor por la superficie del canal;  $P$  es el perímetro del canal de refrigeración.

Como resultado del contacto directo del medio refrigerante con los conductores se eleva considerablemente la intensidad de la extracción del calor, lo que permite aumentar esencialmente la densidad admisible de la corriente en el devanado.

Cuando se utiliza el enfriamiento por hidrógeno, la eficiencia de los sistemas del enfriamiento directo aumenta con la elevación de la presión del gas en un grado considerablemente mayor que en los sistemas de enfriamiento ordinario (fig. 7-3, b).

**B. Enfriamiento directo del devanado del rotor.** Para enfriar el devanado del rotor se usa, fundamentalmente, hidrógeno a presión elevada.

Puesto que prácticamente todas las fábricas de turboalternadores más importantes del mundo han trabajado sobre los métodos del enfriamiento directo, actualmente, son muchos los tipos de sistemas de enfriamiento que se utilizan en la práctica. Sobre todo es muy diversa la construcción de los canales interiores en los conductores del devanado.

En la fig. 7-4 están representados algunos tipos de construcción de los canales interiores. A pesar de la diversidad de canales interiores los sistemas de enfriamiento de los devanados de los motores se dividen, generalmente, en tres grupos:

1) sistemas de refrigeración axiales con canales interiores en los conductores (fig. 7-4, a, b);

2) sistemas diagonales con canales laterales o interiores en las bobinas, con inyección individual del gas refrigerante en los canales interiores mediante tomas de gas dispuestos en la superficie del rotor (fig. 7-4, c, d);

3) sistemas radial-axiales o radiales con suministro del gas refrigerante a través de los canales de subranura (fig. 7-4, e, f).

En los sistemas axiales el gas refrigerante entra en los canales interiores por los extremos del rotor, pasa por los canales del devanado hasta el centro del rotor y sale al entrehierro de la máquina a través de los orificios radiales de la bobina y de las cuñas del rotor.

En estos sistemas los canales se distinguen por su considerable longitud, y para asegurar en ellos el movimiento intenso del gas hay que disponer de una presión elevada en la entrada de los canales, que se crea mediante un ventilador de alta presión. Para esto se utilizan generalmente ventiladores de tipo centrífugo encajados que tienen un diámetro exterior engrandecido o ventiladores axiales multietapa. Aun cuando el gas circula por los canales a altas velocidades (40-60 m/s) los sistemas axiales se caracterizan por el calentamiento considerablemente irregular del devanado por la longitud del rotor.

Los sistemas diagonales de enfriamiento de chorros múltiples son sistemas de autopresión en los cuales la presión necesaria para la circulación del gas en los canales se crea por medio de tomas y deflectores dispuestos en la superficie del rotor. La superficie del tambor del rotor se subdivide en varias secciones anulares con un sistema de orificios de entrada y de salida unidos por pares mediante los canales diagonales interiores hechos en forma de entalladas inclinadas y que abarcan el perímetro de la bobina por la

línea helicoidal. Con este sistema la circulación del gas en los canales se efectúa a cuenta de la presión, creada durante el giro del rotor en la entrada de los canales por las tomas (visoras de captura), que están dirigidas en el sentido de la rotación, y también por el vacío creado en la salida de los deflectores dirigidos en sentido contrario.

La ventaja del sistema diagonal de chorros múltiples consiste en que en este caso se garantiza un enfriamiento más uniforme por la longitud del rotor y no hace falta disponer de un ventilador de alta presión, ejecutando la circulación total del gas por medio de ventiladores ordinarios.

El sistema radial-axial prevé la existencia de orificios axiales en los conductores, a los cuales el gas refrigerante se suministra desde el canal de subranura a través de los orificios radiales de la bobina dispuestos a determinadas distancias por la longitud del rotor. Del canal radial alimentador el gas refrigerante se distribuye a ambos lados por los orificios axiales, pasa un sector determinado y sale al entrehierro de la máquina a través de los orificios radiales de la bobina y de la cuña del rotor. Con este esquema se puede realizar el sistema de enfriamiento doble por corriente contraria de cada bobina (fig. 7-4, e), lo cual asegura un calentamiento más uniforme del rotor.

En los sistemas radiales donde el gas refrigerante se suministra desde el canal de subranura en las bobinas del devanado de excitación, a lo largo del tambor del rotor se hacen hendiduras radiales pasantes a través de las cuales el gas, desde el canal de subranura, sale al entrehierro de la máquina.

Ultimamente se está realizando un gran trabajo para crear rotores de turboalternadores con sistema de refrigeración por agua. Actualmente ya existen varios rotores experimentales con sistema de refrigeración por agua para diferentes tipos de turboalternadores de 30 hasta 1000 MW y de más alta potencia. Varios alternadores de éstos ya funcionan exitosamente en las centrales eléctricas.

El devanado del rotor con enfriamiento por agua está hecho de conductores huecos sin costura (fig. 7-5). Todos los conductores del devanado se agrupan en una serie de circuitos hidráulicos paralelos, a cada cual se asegura un conducto hermético de alimentación y respectivamente de cada cual, la evacuación del agua refrigerante. Para estos fines se utiliza agua destilada minuciosamente tratada.

**C. Refrigeración interior del devanado del estator.** Con la refrigeración directa del devanado del rotor, la parte más caliente del alternador resulta ser el devanado del estator, por lo cual en

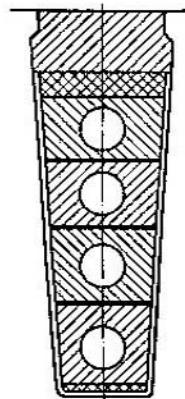


Fig. 7-5. Sección transversal de la ranura del rotor con refrigeración por agua del devanado

los turboalternadores modernos de gran potencia se prevé también el enfriamiento interior de las barras del devanado del estator.

A causa de la alta tensión, para el devanado del estator se utilizan exclusivamente sistemas axiales, que permiten conservar la continuidad del aislamiento por toda la longitud de las barras. La refrigeración se efectúa por gas o por líquido.

En caso de refrigeración por gas, que se utiliza generalmente cuando para el enfriamiento del devanado del rotor se prevé un sistema axial por gas y cuando se dispone de un ventilador de alta presión, el devanado del estator se enfria por el flujo de gas que circula en los canales interiores por toda la longitud de las barras. Estos canales se forman colocando en el centro de cada barra trenzada tubos de pared delgada de metal amagnético de alta resistividad (fig. 7-6, a). Para evitar el enclavamiento eléctrico

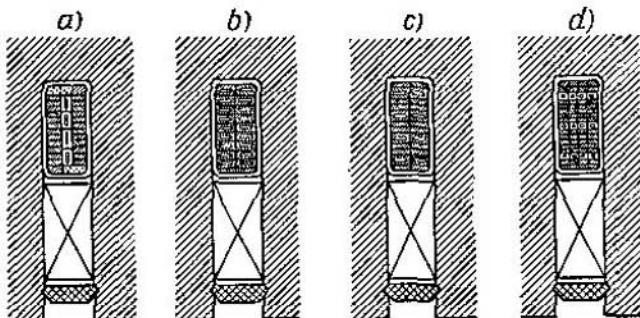


Fig. 7-6. Secciones transversales de las barras del devanado del estator con refrigeración interior

los tubos tienen un aislamiento fino por toda su longitud y sus extremos, que salen fuera de la barra, están protegidos con anillos especiales de material aislante. Bajo la acción del ventilador de alta presión el gas refrigerante entra en los tubos por el lado de la cámara de alta presión, pasa por toda la longitud del devanado y sale al otro lado del alternador a la zona de baja presión.

En los turboalternadores con sistema de refrigeración diagonal de chorros múltiples del devanado del rotor se utiliza el sistema de refrigeración por líquido para el devanado del estator. Al principio se utilizaba como líquido refrigerante el aceite para transformadores que posee altas cualidades dieléctricas. Para esta refrigeración las barras del devanado del estator se hacen generalmente de tubos de cobre (fig. 7-6, b). El líquido se suministra a los canales de las barras a través de mangüeras aisladoras herméticas desde un colector de distribución. Este es un sistema en circuito cerrado con la evacuación del líquido del devanado al circuito hidráulico exterior donde están instalados una bomba, intercambiadores de calor y medios de depuración del líquido.

En la actualidad como medio refrigerante se utiliza principal-

mente el agua destilada que posee propiedades dieléctricas bastante altas y que posee una capacidad calorífica considerablemente mayor y una viscosidad 7-9 veces menor. Por consiguiente, con el enfriamiento por agua se eleva considerablemente la intensidad de la extracción del calor y se reduce la presión necesaria para asegurar la circulación del agua en los canales. Para la refrigeración por agua las barras del devanado del estator están hechas de conductores huecos y macizos (fig. 7-6, c). En estas barras, a cuenta de la reducción del espesor de los conductores macizos, disminuyen las pérdidas adicionales en el cobre del devanado. En las máquinas de gran potencia, con el fin de reducir aún más las pérdidas adicionales en el devanado, puede ser conveniente el cambio de los conductores huecos de la barra por tubos metálicos de pared delgada. Estos tubos se disponen por la sección transversal de la barra en forma de una fila vertical así como en las barras con refrigeración por gas (fig. 7-6, a), o se disponen en forma de filas horizontales (fig. 7-6, d).

**D. Esquemas de circulación del medio refrigerante en las máquinas con refrigeración directa de los devanados.** Los turboalternadores con refrigeración directa suelen llenarse generalmente con hidrógeno a presión elevada. El esquema general de la circulación del gas por la máquina está determinado fundamentalmente por el sistema de refrigeración del devanado del rotor.

En los turboalternadores con sistema de refrigeración axial por gas de los devanados, el núcleo del estator se hace con sistema de refrigeración axial o radial.

Para el sistema axial el núcleo se hace de segmentos de acero con orificios en los dientes y en el soporte. Durante el montaje del núcleo se forman canales axiales pasantes, a través de los cuales además del flujo de gas, que circula por los canales del devanado del estator, pasa el gas refrigerante.

En los turboalternadores con sistema de refrigeración radial, el núcleo del estator es de tipo ordinario, es decir, está compuesto de paquetes entre los cuales están dispuestos los canales de ventilación. Para limitar el gasto del gas refrigerante que circula por los canales del núcleo, que tienen una sección transversal bastante grande, los orificios de entrada en las cámaras de distribución tienen una sección transversal pequeña.

En los sistemas de refrigeración axiales, como aparatos de presión se utilizan los ventiladores multietapa tanto radiales como axiales. En la fig. 7-7 está representado uno de los esquemas de circulación del gas en un turboalternador con sistema bilateral de refrigeración axial del devanado del rotor y con sistema de refrigeración por gas del devanado del estator.

En la fig. 7-8 está representado el esquema de circulación del gas refrigerante en un turboalternador con sistema de refrigeración diagonal de chorros múltiples del devanado del rotor y con refrigeración por agua del devanado del estator.

La utilización de los métodos de refrigeración directa de los devanados abrió amplias perspectivas para el desarrollo ulterior de la construcción de turboalternadores. Siendo las dimensiones exteriores iguales, ahora ya se pueden crear alternadores con una

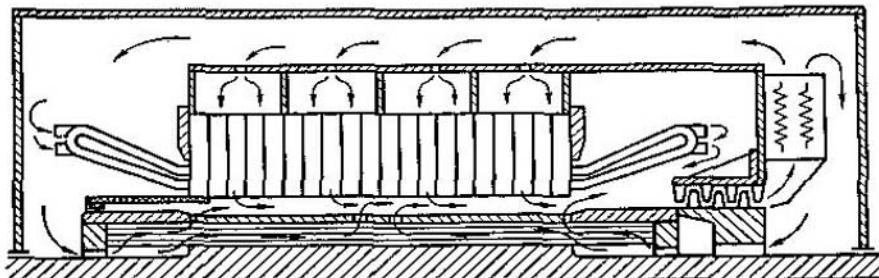


Fig. 7-7. Esquema axial de refrigeración por gas del devanado del rotor con suministro bilateral del gas

potencia por unidad 2—3 veces mayor que la de los alternadores con refrigeración ordinaria.

Actualmente ya se producen en serie turboalternadores de 500—600 MW de potencia, ya se han creado máquinas de 800—1000 MW de potencia y se están diseñando alternadores de aún mayores potencias.

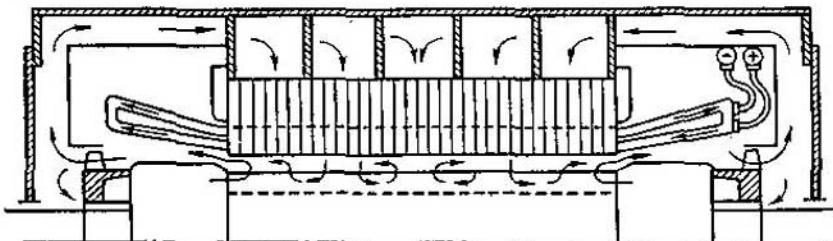


Fig. 7-8. Esquema de circulación del gas en un turboalternador con sistema diagonal de refrigeración del devanado del rotor

### 7-3. Tendencias principales en la evolución de los sistemas de enfriamiento de los turboalternadores

El análisis de la evolución de la energética y de la construcción de turboalternadores demuestra que en el futuro la potencia de los turboalternadores aumentará hasta 1600—2500 MW. La creación de tales máquinas exigirá el ulterior perfeccionamiento de los sistemas de refrigeración, así como la resolución de muchos otros problemas. Actualmente ya se está trabajando para resolver este problema.

**A. Sistemas de refrigeración completa por agua.** Ya existen turboalternadores experimentales con refrigeración completa por

agua en los cuales con el agua se enfrián no sólo los devanados del estator y del rotor, sino también el núcleo del estator y algunos otros órganos y elementos constructivos. Para el enfriamiento del núcleo del estator se utilizan elementos refrigerantes especiales hechos en forma de segmentos fundidos con el tubo refrigerante en su interior e instalados entre los paquetes del núcleo. En este caso, la longitud del acero activo del núcleo no se reduce en comparación con la de los turboalternadores con sistema radial por gas, puesto que el espesor de los segmentos refrigerantes, colocados por toda la circunferencia del núcleo en lugar de los espaciadores de entrepaquetes, generalmente no supera la anchura de los canales radiales.

Además de núcleos con sistema de refrigeración radial se están construyendo tipos de núcleos con sistema axial de refrigeración por agua en los cuales el agua refrigerante pasa por tubos metálicos aislados colocados en los canales axiales del núcleo del estator.

En los turboalternadores con refrigeración completa por agua se puede asegurar una mayor eficacia del enfriamiento y elevar respectivamente la potencia por unidad de las máquinas. No obstante, en este caso es necesario prever un sistema multiparalelo para el devanado del rotor, el enfriamiento por agua de las placas de presión, pantallas amortiguadoras en el estator y otros elementos.

**B. Sistema de refrigeración por líquido con el estator lleno de aceite.** En los turboalternadores con este sistema de refrigeración el estator se hace hermético, esto se consigue colocando en el mandrilado del estator un cilindro aislante que se une por sus extremos herméticamente con los platillos extremos del estator. En este caso el estator se llena de aceite aislante. En las barras del devanado y en el núcleo del estator se prevén canales axiales por los cuales circula el aceite bajo la acción de una bomba instalada en el circuito hidráulico exterior. El sistema de refrigeración con el relleno de aceite asegura un enfriamiento regular y bastante eficaz de los devanados y del núcleo del estator.

En tal máquina las barras del devanado del estator se hacen generalmente con aislamiento de papel por aceite, lo cual permite elevar la tensión del alternador hasta 36 kV. El devanado del rotor tiene un sistema de refrigeración por agua.

Actualmente existen turboalternadores experimentales con el estator lleno de aceite de 60 y 300 MW de potencia.

**C. Sistemas de enfriamiento por evaporación.** En la URSS y en el extranjero se están elaborando sistemas de enfriamiento por evaporación en los cuales la extracción del calor se realiza a cuenta de la ebullición del líquido conduciendo el vapor así formado hacia los enfriadores. Utilizando este sistema de enfriamiento se reduce el gasto de líquido, en comparación con el sistema por agua, aproximadamente 13—14 veces. No obstante, el empleo de este sistema está ligado con la resolución de muchos otros problemas acondicionados por la mezcla de vapor y de líquido que circula en la

máquina. Con el fin de superar estas dificultades se han elaborado sistemas herméticos de enfriamiento por evaporación del agua del devanado del rotor como el tipo de sistema de refrigeración por agua.

Se están realizando investigaciones para poder utilizar el freón en los sistemas de enfriamiento por evaporación del rotor y del núcleo del estator.

#### D. Sistemas de refrigeración en los que se utiliza el frío artificial.

En este sentido, en primer lugar fueron sometidos a investigaciones los sistemas confeccionados del mismo tipo que los sistemas de refrigeración por agua, pero donde se utiliza el freón como medio refrigerante ya que éste puede ser enfriado en las instalaciones frigoríficas hasta una temperatura de 30—40°C bajo cero. Esto permite reducir la temperatura de calentamiento del devanado y respectivamente las pérdidas en el mismo. No obstante, la utilización de este sistema resulta económicamente ventajosa sólo en caso de que la ganancia en las pérdidas sea mayor que la potencia gastada en la instalación frigorífica. Por esta razón tiene más perspectiva la refrigeración criostática de los turboalternadores en la cual se pueden utilizar superconductores y metales puros. Los turboalternadores con refrigeración criostática deberán tener una nueva forma constructiva puesto que los devanados enfriados por gas licuado deben estar introducidos en crióstatos especiales y, además, para el devanado del estator el crióstato debe estar hecho de material aislante.

Los resultados de las investigaciones que se han realizado demuestran que lo más racional es hacer el devanado del rotor de superconductor y disponerlo en un crióstato metálico, y utilizar para el devanado del estator aluminio de alta pureza. A temperaturas criogénicas, la resistencia eléctrica del aluminio puro disminuye en decenas de veces, además, éste, a diferencia de los superconductores, no pierde su alta electroconductibilidad con la presencia de fuertes campos magnéticos alternativos.

Se están también estudiando tipos de construcción de turboalternadores en los cuales el devanado del rotor está hecho de superconductores con refrigeración criostática y el estator es de tipo ordinario.

#### 7-4. Sistemas de refrigeración de los alternadores hidráulicos

En la fig. 7-9 está representado un sistema de refrigeración con ciclo cerrado de circulación del aire, típico para los grandes alternadores hidráulicos. En estas máquinas la circulación del aire refrigerante se ejecuta mediante elementos de presión cuyo papel lo desempeña el rotor con los ventiladores fijados en sus extremos. El aire que sale del rotor y de los ventiladores entra en el entre-hierro del alternador y en las cámaras de las partes frontales, de donde a través de los canales de ventilación del estator se dirige a los enfriadores de aire dispuestos en el cuerpo del estator. Al salir

de los enfriadores el aire entra en la cámara de aire frío situada detrás del cuerpo del estator, desde la cual se dirige en dos flujos

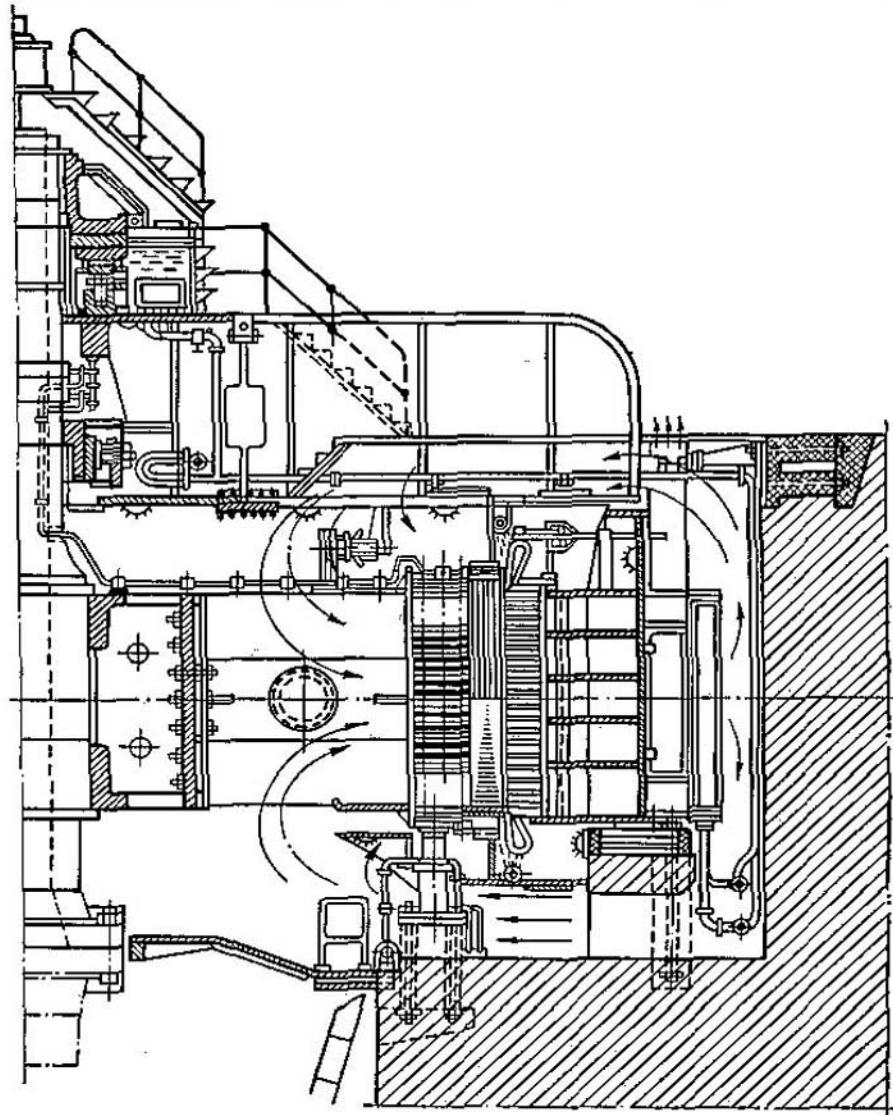


Fig. 7-9. Corte longitudinal de un alternador hidráulico de la central hidroeléctrica Brátskaya de 225 MW, 125 r.p.m. con refrigeración por aire

paralelos a través de las crucetas superior e inferior a la estrella del rotor y a los ventiladores.

La refrigeración de los polos del rotor se efectúa por el aire que entra desde los canales de ventilación de la corona del rotor.

El devanado del estator se enfria por la superficie del aislamiento por el aire que pasa por las cámaras de las partes frontales y por los canales de ventilación del núcleo del estator. Otra parte del calor se extrae del devanado hacia los paquetes de acero del estator y se retira de la superficie de éstos por el aire.

Actualmente, para elevar la eficacia de la refrigeración, en los alternadores hidráulicos se utiliza también la refrigeración interior por agua del devanado del estator y la refrigeración forzada por aire de las bobinas polares. El sistema de refrigeración por agua del devanado del estator es del mismo tipo que los sistemas de refrigeración de los turboalternadores.

El forzamiento de la refrigeración por aire de los devanados de excitación se consigue fundamentalmente a cuenta del desarrollo de las superficies de enfriamiento, y también elevando la velocidad del movimiento del aire en las superficies de enfriamiento.

Para la refrigeración ordinaria de los polos del rotor el método más simple para aumentar la superficie de extracción del calor consiste en hacer los bordes exteriores de las barras del devanado de excitación en forma de cuña. Como resultado de esto los lados laterales de las bobinas dirigidas hacia la ventana entrepololar tienen en su sección transversal una forma de sierra, lo cual aumenta considerablemente la superficie total de emisión de calor de los polos.

A fin de elevar la velocidad del gas refrigerante sobre la superficie de las bobinas, en la ventana entrepololar se coloca una pieza insertada en forma de V por toda la longitud de los polos. Como resultado de esto la sección transversal del paso de la ventana entrepololar se reduce esencialmente y el aire refrigerante que sale de los canales de la corona del rotor se divide en dos flujos que circulan a una velocidad elevada sobre las superficies de las bobinas de los polos.

Un intenso enfriamiento del devanado del polo se consigue utilizando el sistema de refrigeración forzado con canales interiores transversales. Una variante de este sistema se representa esquemáticamente en la fig. 7-10.

Los polos se hacen con las bobinas retiradas del núcleo. Entre las bobinas y los núcleos se colocan varios espaciadores que fijan la posición de las bobinas. Entre las espiras de la bobina se encuentran los canales transversales interiores de ventilación que se forman colocando espaciadores aislantes o haciendo ranuras transversales en los conductores del devanado.

Desde los canales radiales de la corona del rotor, el aire refrigerante entra en las cámaras de distribución situadas entre el núcleo y la bobina y desde estas cámaras, a través del sistema de canales transversales de la bobina, sale a la ventana entrepololar, de donde se dirige después por los canales de ventilación del estator.

Existen también alternadores hidráulicos con sistema de refrigeración por agua del devanado del rotor. En la fig. 7-11 está

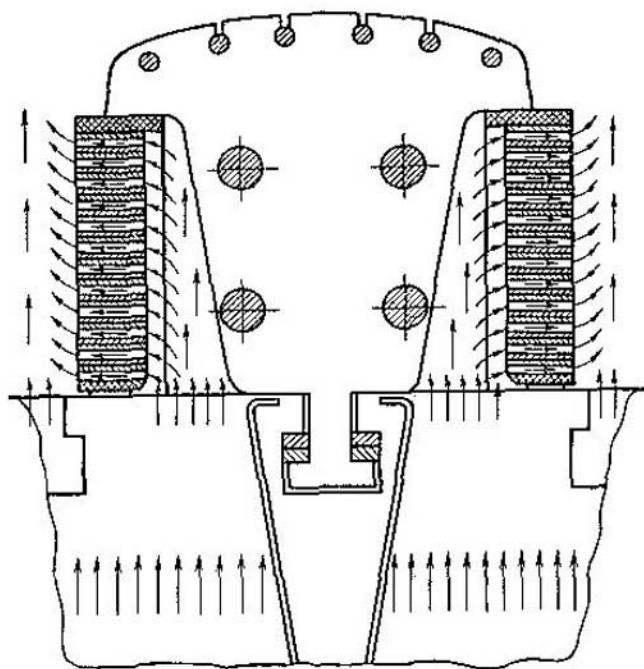


Fig. 7-10 Sistema de refrigeración forzada por aire del devanado del rotor de un alternador hidráulico

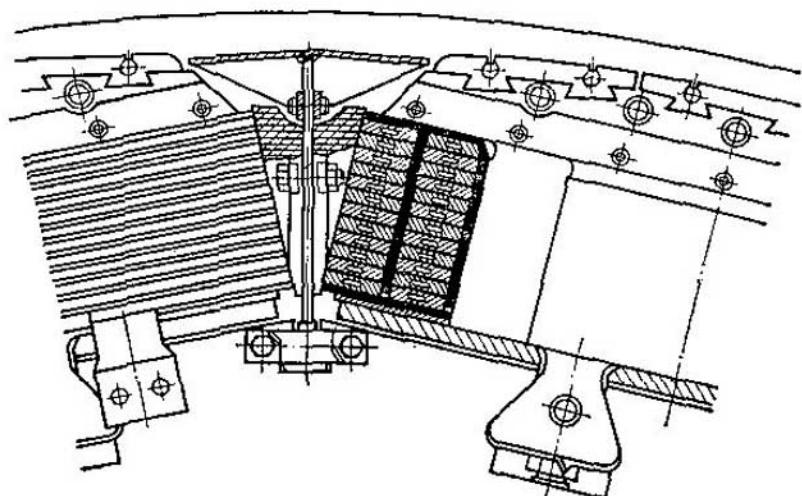


Fig. 7-11. Rotor de un alternador hidráulico con refrigeración interior por agua del devanado

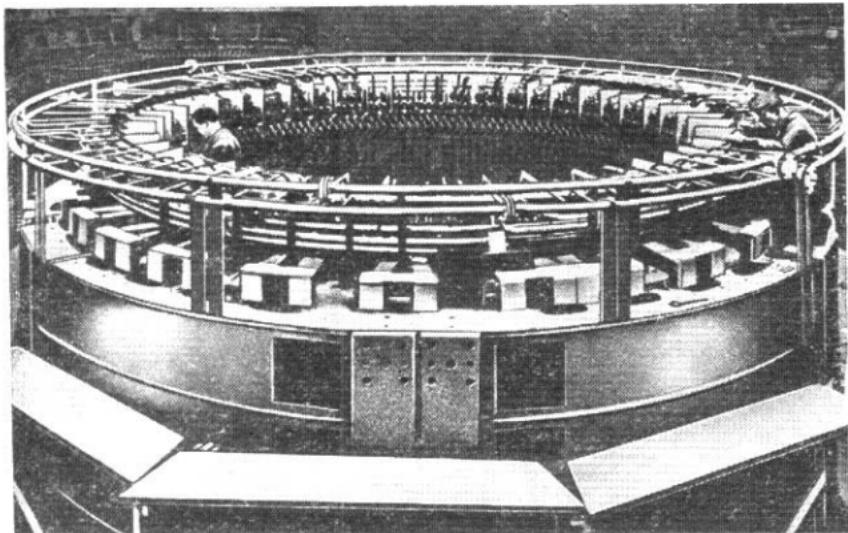


Fig. 7-12. Estator de un alternador hidráulico de 190 MVA, 375 r.p.m. con refrigeración completa por agua

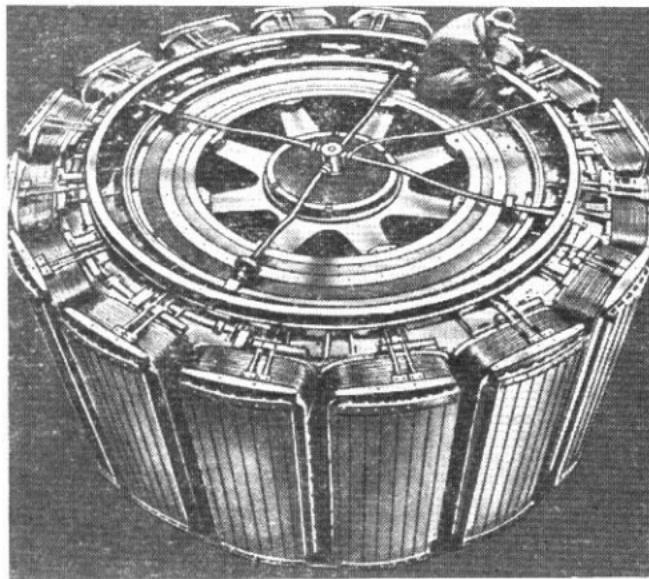


Fig. 7-13. Rotor de un alternador hidráulico de 190 MVA, 375 r.p.m. con refrigeración completa por agua

representado el corte transversal del polo de un alternador hidráulico de 86 MVA, 428,5 r.p.m., 50 Hz con refrigeración directa por agua de los devanados de los polos, construido por la firma "Broun-Bowery" (Suiza) [62]. Un sistema de refrigeración análogo a éste tienen los alternadores hidráulicos de 190 MVA de potencia y de 375 r.p.m. construidos por esta misma firma para Noruega. El estator y el rotor de esta máquina están representados en las figs. 7-12 y 7-13. En la URSS también se utiliza un sistema de refrigeración por agua de semejante tipo.

Además existen alternadores hidráulicos experimentales con enfriamiento completo por agua en los cuales el agua no sólo enfria los devanados del estator y los devanados de excitación, sino también el núcleo del estator, el devanado amortiguador del rotor y los núcleos de los polos. Por ejemplo, la firma ASEA (Suecia) ha construido un alternador hidráulico de 225 MVA de potencia y de 200 r.p.m. en el que se utiliza un sistema de refrigeración completa por agua. En estos alternadores se pueden reducir considerablemente las pérdidas por ventilación disminuyendo el volumen del aire circulante, con lo cual se eleva esencialmente el rendimiento de la máquina ya que las pérdidas por ventilación para la refrigeración ordinaria constituyen el 15—30% de las pérdidas totales en los alternadores hidráulicos.

