

Design of Transformers

Author

Tadeusz Kornas

Keywords

power transformer, design, construction, tank

Abstract

In this paper the basic designing of high voltage power transformers has been described. The layout and construction of a high voltage and low voltage winding of transformers has been determined. The designing of a tank of transformers has also been considered.

DOI: 10.12736/issn.2300-3022.2016404

1. Introduction

The transformer either single or 3-phase, usually consists of the following elements:

- magnetic circuit, consisting of limbs (core), yokes and clamping structures (providing a flux path)
- electric circuit, consisting of Low Voltage winding (LV), High Voltage winding (HV)
- dielectric circuit, consisting of insulation in different form and used at different places in the transformer, namely: core to LV, LV to HV, etc.
- tank and accessories, such as oil, cooling devices, conservators, breathers, terminal insulators and leads.

2. Core – type transformer

The magnetic core of the transformer is built up of laminated electro-technic steel consisting of 3 to 4% silicon. To reduce of the eddy current losses the thickness of lamination should have a very low limit. Thus, a thickness of 0,3 to 0,5 mm is used for the cores. Silicon content in the steel increases its resistivity to eddy currents. The steel gets brittle if the silicon content is increased beyond 3 to 4%. The magnetic properties of an alloy of nickel and iron are much better than silicon steel, but its high cost makes it uneconomical for use in power or distribution transformers.

The arrangement of the stampings is reversed in successive groups of stampings as shown in Fig. 1 and 2.

This arrangement covers the joints and reduce the magnetizing component of the no-load current. Generally, circular coils (winding) are used in a core type of transformer, which indicate theoretically that a circular core should be used. In case of small core types of transformers a rectangular or square limb can be used as shown in Fig. 3.

For large transformers stepped core is used and the number of steps will depend upon the kVA rating of the transformer or hence the diameter of the limb of the transformer. The number of steps is increased according to the increase in the kVA rating of the transformer. For example, the three stepped core of transformer is shown in Fig. 4.

The relation between diameter “ d ” and core cross section “ A_c ” can be expressed as follows:

$$A_c = k d^2 \quad (1)$$

A_c – core cross-section of the transformer, d – diameter of the insulating tube, k – depends upon the number of steps of core of the transformer. The core of three phase cross core-type of transformer is shown in Fig. 5.

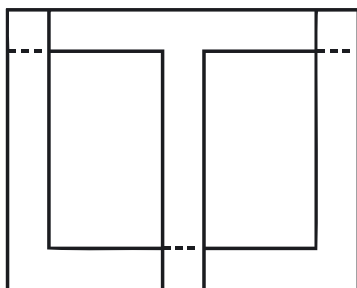


Fig. 1. 1st, 3rd, 5th, layers and etc.

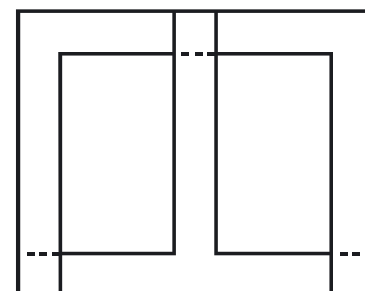
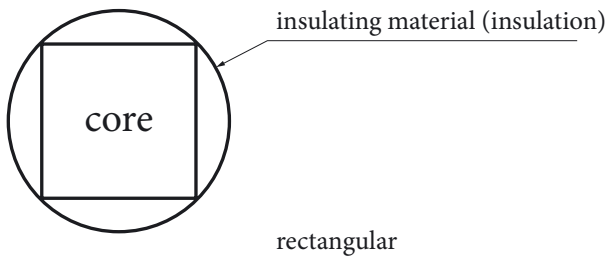


Fig. 2. 2nd, 4th, 6th, layers and etc.



<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>
Square	Cruciform	Three stepped	Four stepped	Six stepped
0,71d	0,85d	0,9d	0,93d	0,96d

Tab. 2. The relation between “*a*” dimension and diameter “*d*” of insolation tube

$$d = \sqrt{\frac{A_c}{k}} \tag{2}$$

Window area is determined as width · height of the window. According to Fig. 5 the centre to centre distance of the core be “*H*”, then the width of window = *H* – *d*. Thus window area *A_w*

$$A_w = b(H - d) \tag{3}$$

Where “*b*” is the height of the window.

The height of the window, is usually $b/(H - d) = 2,5$ to 4

Thus from the above equations, the height of the window & the width of the window can be calculated.

Fig. 3. Insulating material in case of rectangular shaped core

<i>k</i>	<i>k</i>	<i>k</i>	<i>k</i>	<i>k</i>
square	cruciform	three stepped	four stepped	six stepped
0,45	0,56	0,6	0,62	0,65

Tab. 1. The relation between “*k*” factor and core shape

The core circumscribing diameter “*d*” calculated from equation (1) is given by

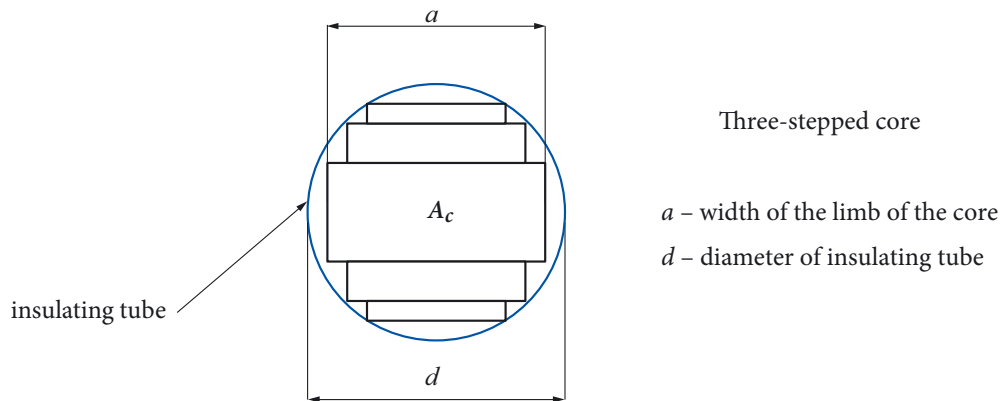


Fig. 4. Three-stepped core

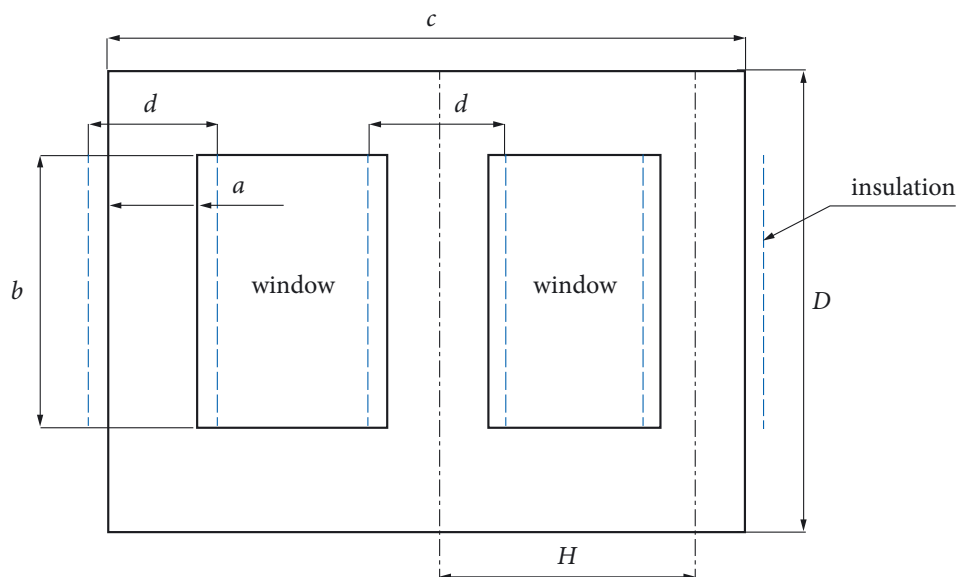


Fig. 5. The core of three phase cross core-type of transformer

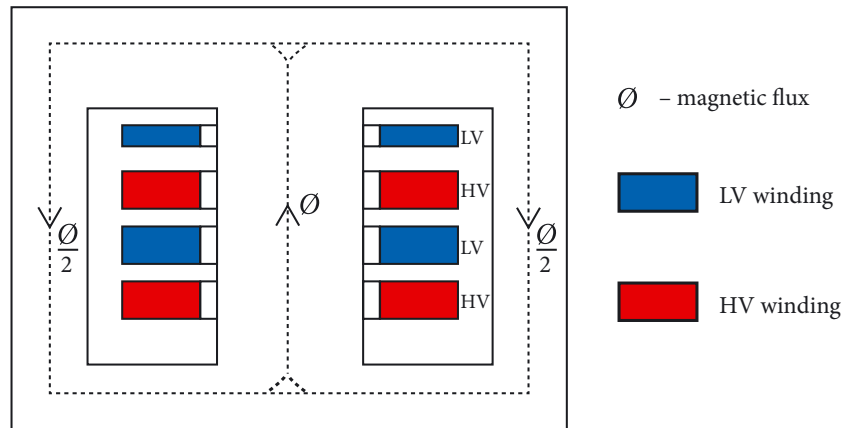


Fig. 6. Single-phase shell – form transformer with sandwich winding

The overall length of the yoke

$$C = 2H + a = 2H + 0,93d \quad (4)$$

The yoke sectional area is estimated by increasing of the sectional area of the core by approximately 10 to 15%.

Width of the yoke will be equal to $0,9d$.

Height of the yoke = area of the yoke / $0,9d$.

3. Shell – type transformer

Each limb of core – type transformers is wound with both the primary and secondary circuits.

This arrangement reduces the magnetic leakage, whereas a single phase shell – type transformer is provided with a single set of windings on a central laminated core as shown in Fig. 6.

Such an arrangement forms a shell of iron around the copper. Central leg flux Φ is divided at the yoke, one half $\Phi/2$ towards each side legs. The central leg is rectangular in shape with a side ratio of approximately 1:1,8 to 2,5.

Core – type transformers are much simpler in design as compared to shell – type. Core – type permits of easier assembly and insulation of the windings, particularly for high voltages. Core-type transformers are mechanically more stable under short circuit conditions. Shell-type are used only in special cases like furnace transformers, etc.

4. Equation for voltage per turn in terms of the output rating of the transformers.

Analysis and design of transformer all types is based on the primary and secondary electromotive force – EMF equations. When apparent power of the transformer is given, the EMF per turn E_t can be calculated from:

$$E_t = K \sqrt{\frac{S}{n}} \quad (5)$$

S – apparent power of the transformer in kVA

n – number of phases of the transformer

K – factor which value will depend upon the following:

- type of the transformer (core or shell – type)

- service conditions (distribution or power transformer)

- labour charges

- the factory organization

- material.

Value of factor K for:

- three phase core-type power transformer $K = 0,6$ to $0,65$
- three phase core-type distribution transformer $K = 0,45$ to $0,5$
- three phase shell-type transformer $K = 1,2$ to $1,3$
- single phase core-type transformer $K = 0,75$ to $0,8$
- single phase shell-type transformer $K = 1.0$ to $1,1$

The low values of factor K correspondent to low voltages.

The cross-sectional area of the core can be determined from:

$$A_c = E_t / 4,44 f B_m \quad (6a)$$

B_m – maximum flux density in the core of the transformer in Wb/m^2

f – frequency of the power supply in Hz

For the yoke, the area may be increased by 15%,

$$A_y = 1,15 A_c \quad (6b)$$

5. Output equation

Output equation expresses a relation between the output of the transformer and the main dimensions and specific electric and magnetic loadings.

Apparent power of the three phase transformer S is given by:

$$S = 3,33 f B_m \delta k_w A_c A_w \text{ in VA} \quad (7)$$

For a single phase core-type transformer:

$$S = 2,22 f B_m \delta k_w A_c A_w \text{ in VA} \quad (8)$$

k_w – the space factor of the window in m^2

A_w – net window area in m^2

Δ – current density in A/mm^2 , average value of $\delta = 2,4 A/mm^2$

A_c – core cross-section in m^2 .

6. Window space factor

It is the ratio between the cross-section of copper in the window and the total cross-section of the window. Approximate values of the window space factor can be calculated from:

$$k_w = \frac{1}{3+0,1V_1} \quad (9)$$

V_1 – stands for voltage of the high voltage winding in kV.

The above value will be for transformers between 50 kVA and 250 kVA. It will be larger for large transformers. For transformers of 1 MVA and above, approximately 20 to 50% larger value may be used that calculated above. For transformers up to 5 kVA, a value 20% less may be used than calculated above.

7. Specific loadings – magnetic and electric

The flux density in the core depends upon the steel grades. The flux density of 1,2 to 1,4 Wb/m² can be used for hot rolled steel. The cold rolled steel could be worked at much higher flux density, of the order of 1,5 to 1,7 Wb/m². Use of higher flux density reduces the weight of the transformer and the total losses. Losses problem can be solved by improving on the the cooling system. The flux density assumed should be low for distribution transformer. Iron losses should be low as compared to copper losses in this type. The current density to be used for copper windings is limited due to local heating. The following values for the current density may be used:

- distribution transformers: 1,5 to 2,6 A/mm²
- power transformers: 2,4 to 3,3 A/mm²
- large transformers with forced circulation of oil: 2,8 to 4 A/mm².

8. Weight of core and yoke of the transformers

- weight of the legs = (number of legs) · (cross-sectional area of the leg) · (height of the leg) · (density of steel).

Height of the leg is equal to the height of the window. Number of legs depend upon the number of phases, type of transformer & the transport limitations. The density of the transformer steel is equal to about $7,55 \cdot 10^3$ kg/m³.

- weight of the yoke = (number of yokes) · (cross sectional area of the yoke) · (length of the yoke) · (density of steel).

Number of yoke is always two in number. Length of the yoke is C as shown in Fig. 5.

9. Design of the winding

In designing the windings, the following procedure may be followed:

- Number of turns and cross-sectional areas

The number of turns per phase in Low Voltage winding N_2 is calculated by using the EMF per turn

$$N_2 = \frac{V_2(\text{per phase})}{E_t} \quad (10)$$

where: E_t – EMF per turn – see equation (5), V_2 – Low Voltage value in V.

The number of turns per phase in High Voltage winding N_1 is determined by the voltage ratio and the number of turns in LV winding

$$N_1 = N_2 V_1 / V_2, \quad v = V_1 / V_2, \quad (11)$$

where v – voltage ratio.

The average current density

$$\delta \sqrt{\delta_1 \cdot \delta_2} \approx \frac{1}{2} (\delta_1 + \delta_2) \quad (12)$$

where δ_1 and δ_2 are the current densities in HV and LV windings respectively.

Cross-sectional areas of LV and HV are then calculated:

$$a_1 = I_1 / \delta_1, \quad a_2 = I_2 / \delta_2 \quad (13)$$

where I_1, I_2 are phase currents of HV and LV windings, which can be calculated from

$$I_1 = S / 3V_{1Ph}, \quad I_2 = S / 3V_{2Ph} \quad (14)$$

where S – apparent power of the transformer in VA, V_{1Ph}, V_{2Ph} – phase voltages of HV and LV windings respectively.

- Design of LV winding

Mostly the cylindrical winding with rectangular conductor are used. If the conductor size is too big, a number of parallel stranded strips are used. The winding height is assumed approximately 80% for the insulation. LV turns are arranged in two layers in case of cylindrical winding with rectangular conductors. The number of turns per layer is equal to half the total LV turns. Thus the axial space a_l available for one turn is equal to:

$$a_l = h_w / N_l \quad (15)$$

Where: h_w is the winding height, N_l is the number of LV turns per layer.

The above calculation fixes the axial size of the conductor or the stranded strips. Radial size can be calculated from the cross-sectional area and the axial size. For radial adjustment of LV winding the following sequence is followed in general:

- inner diameter of the insulating cylinder
- the thickness of the insulating cylinder
- oil duct thickness between insulating cylinder and LV winding
- inner diameter of LV winding
- radial thickness of LV winding
- outer diameter of LV winding.

The mean length of the turn

$$l_{m2} = \pi D_{m2} \quad (16)$$

where D_{m2} – mean diameter of LV winding.

The resistance per phase of LV winding at 75°C is calculated:

$$R_2 = \frac{I_{m2} N_2}{\gamma a_2} \quad (17)$$

where: γ – electrical conductivity of winding material, a_2 – cross-sectional area of LV winding, N_2 – the number of LV winding.

The value of γ should be taken corresponding to a temperature of 75°C, at which resistance is to be calculated.

Copper losses per phase in LV winding are calculated

$$P_{LVC} = I_2^2 R_2 \quad (18)$$

c) Design of HV winding

The cross over type, cylindrical type with circular conductor and the continuous disc type are generally used for high voltage winding. The winding height may be assumed approximately 70% of the window height. In general, radial adjustment of HV winding is done as follows:

- a) outer diameter of LV winding
- b) oil duct
- c) inner diameter of the insulation cylinder
- d) thickness of the insulation cylinder
- e) insulation cylinder
- f) inner diameter of HV winding
- g) radial thickness of HV winding
- h) outer diameter of HV winding.

The resistance and copper losses of HV windings calculated similar to LV winding.

10. Reactance of transformer

The common types of layout of LV and HV coils in transformers are considered and their approximate reactances are determined as follows:

a) Cylindrical coils

The position of LV and HV coils shows Fig. 7 Percentage reactance is given by:

$$x_{\%} = \frac{2\pi f \mu_o L_{mt} (AT) \left(e + \frac{c_1 + c_2}{3} \right)}{h_c E_t} \cdot 100\% \quad (19)$$

(AT) – ampereturns per limb of either coil (for LV or HV windings)

E_t – voltage per turn

L_{mt} – mean circumference length of the annular duct

$\mu_o = 4\pi 10^{-7}$ henries/m

$\mu = \mu_o \mu_r$, μ_r – relative permeability. For air & nonmagnetic materials $\mu_r = 1$, $B = \mu_o H$

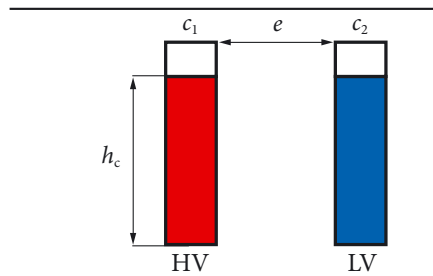
b) Layer coils

The arrangement of layer coils in transformer is shown in Fig. 8 LV coil of half the number of turns is placed at the ends. The remaining (n-1) LV coils and n HV coils are of equal turns.

The percentage reactance of such an arrangement is given by:

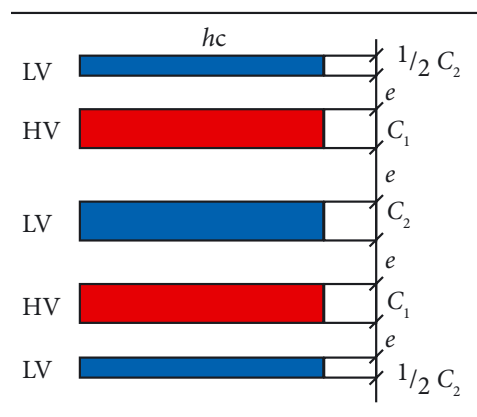
$$x_{\%} = \frac{\pi f \mu_o L_{mt} (AT) \left(e + \frac{c_1 + c_2}{6} \right)}{n h_c E_t} \cdot 100\% \quad (20)$$

where n – number of sections.



- c_1 – width of HV coil
- c_2 – width of LV coil
- e – distance between the coils
- h_c – height of the coil
- LV winding
- HV winding

Fig. 7. The position of LV and HV coils aragement



- LV winding
- HV winding

Fig. 8. Layer coils

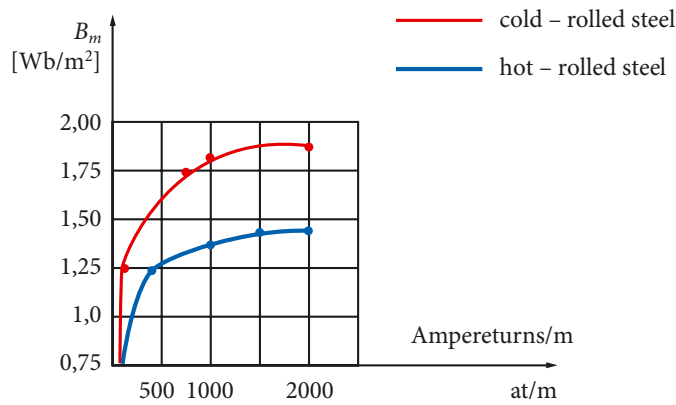


Fig. 9. Ampereturns/m

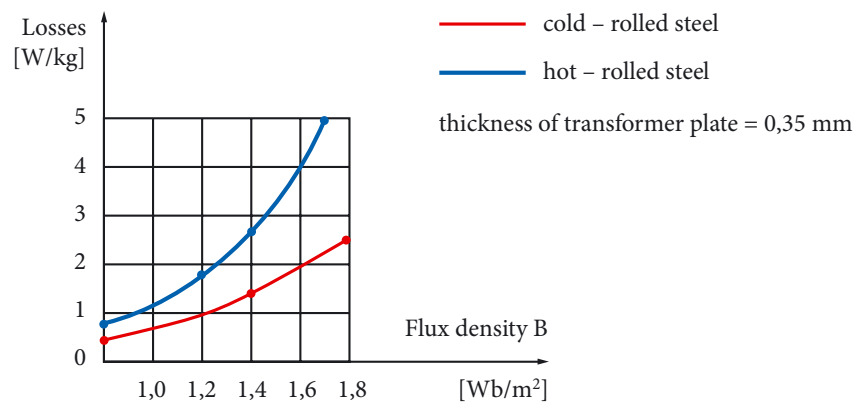


Fig. 10. Core losses

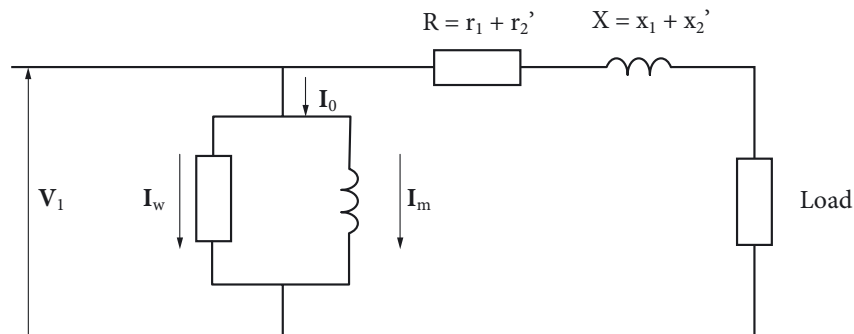


Fig. 11. Transformer equivalent circuit

11. Magnetizing current

If "b" (see Fig. 5) is the length of each magnetic core limb, and B_{max} is the maximum flux density in the core, find ampereturns per meter for B_{max} in core, then $3bat/m$ = ampereturns required for the cores for the three phase core transformers. Knowing flux density in the yoke, find at/m for the magnetic path in the yoke; then $2Cat/m$ = ampereturns for required for the yoke. By neglecting ampereturns for airgap, ampereturns for the transformer per phase is given by:

$$AT_{ph} = 3b(at/m)c + 2C(at/m)y / 3 \quad (21)$$

Find the ampereturns for core limb and yoke:

Maximum flux density in the core assuming: $B_{mc} = 1,25 \text{ Wb/m}^2$

Cross-section of core and yoke – see eq.(6a) and (6b)

Maximum flux density in the yoke

$$B_{my} = B_{mc} / 1,15 = 1,25 / 1,15 = 1,09 \text{ Wb/m}^2$$

Ampereturns/m can be found out from the curve shown in Fig. 9. From the curve for hot rolled steel for $B_{mc} = 1,25 \text{ Wb/m}^2$ ampereturns /m for core = 400, hence for $B_{my} = 1,09 \text{ Wb/m}^2$, ampereturns/m for yoke = 250.

The r.m.s magnetizing current is obtained by the following relation:

$$I_m = AT_{ph} / \sqrt{2} \text{ (number of turns in primary)} \quad (22)$$

12. Calculation of losses

In designing the transformer, losses per kg of the material are calculated from the standard curves of transformer steel as a function of flux density, what has been shown in Fig. 10.

Multiply by the weight of the material we find out about total losses in the material. Separate calculation must be done for iron losses in the core and the yoke, because of different flux densities in the two parts. The sum of two losses will be total iron losses.

The relation between magnetic flux and flux density is $\Phi = B \cdot A$, where B – flux density, Φ – magnetic flux, A – cross-section. In the core is main flux Φ_m , while in the yoke and leg of three phase transformers, the magnetic flux is half of main flux Φ_m in core, hence $\Phi_{yoke} = 0,5\Phi_m$ as shown in Fig. 6.

The no load current I_o of the transformer consists of two components:

- a) the magnetizing component $I_{m'}$, which is in phase with the magnetic flux
- b) the core losses component I_w , which is opposite in phase to the induced EMF.

Core losses component of the current I_w

$$I_w = \text{total iron losses per phase} / \text{phase voltage of the primary winding} \quad (23)$$

No load current of a transformer then is given by

$$I_o = \sqrt{I_w^2 + I_m^2} \quad (24)$$

The equivalent circuit of a transformer referred to HV side is shown in Fig. 11.

13. Design of tank

The temperature rise of windings should not exceed 55° C for natural cooling, 60° C for forced cooling and 65° C for forced water cooling. Oil temperature rise 45° C. Tank walls, tubes and radiators dissipate heat by radiation and convention. By natural cooling 6 W by radiation and 6,5 W by convention are dissipated per m² of plain tank surface per °C. Thus if the cooling surface of a transformer tank is S_t m², it will dissipate

$$12,5 S_t \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \quad (25)$$

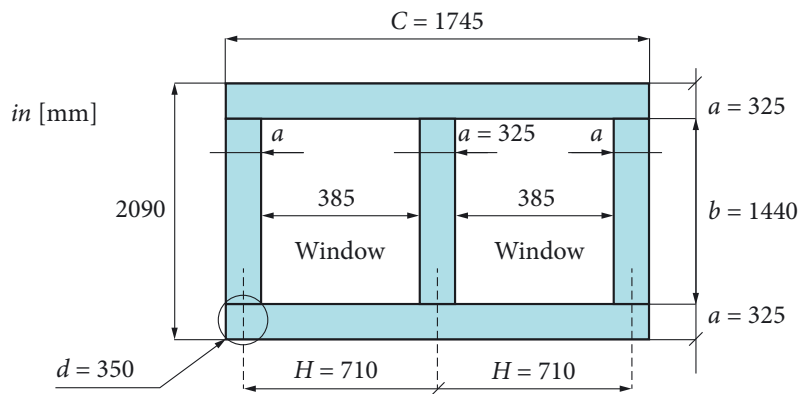


Fig. 12. Core and yoke assembly of a 5 MVA transformer (not in scale)

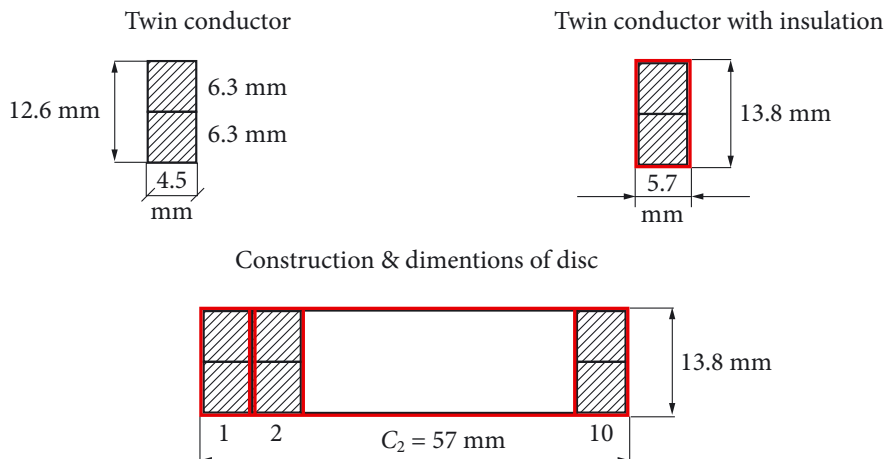


Fig. 13. Construction and dimensions of disc (not in scale)

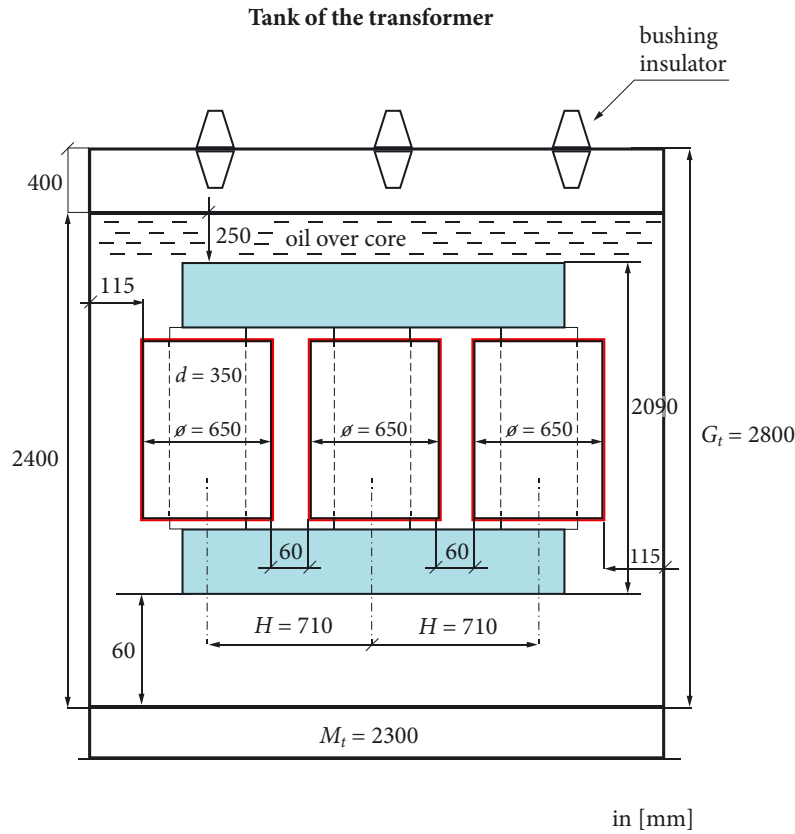


Fig. 17. Tank of the transformer (not in scale)

a	2	2,4	2,7	3,3	4	4,5	5	6
b	5	5	5	5	5	5	5	5
a	2,8	3,1	3,4	4,1	4,7	5,4	6,7	8
b	10	10	10	10	10	10	10	10

Tab. 4. Dimentions of a wire (width · thickness)

Voltage per turn:

$$E_t = K \sqrt{\frac{s}{h}} = 0,65 \sqrt{\frac{5000}{3}} = 26,5 \text{ V per turn}$$

High voltage side: V per phase = 66000

Turns per phase = 66000 / 26,5 = 2490

Low voltage side: V per phase = 11000

Turns per phase = 11000 / 26,5 = 415

Core: use core laminations of cold rolled steel of 0,35 mm thickness; mitred core construction 45° cut.

Choose flux density 1,6 Wb/m², specific losses = 1,3 W/kg; use 4 step core, so that the core space factor = 0,62 (tab. 1).

Cross-sectional area of core:

$$A_c = E_t / 4,44 f B_m = 26,5 / 4,44 \cdot 50 \cdot 1,6 = 7,46 \cdot 10^{-2} \text{ m}^2$$

$$d = \sqrt{\frac{A_c}{k}} = \sqrt{\frac{7,45 \cdot 10^{-2}}{0,62}} = 0,347 \text{ m, take } d = 350 \text{ mm,}$$

$$A_c = 0,076 \text{ m}^2.$$

Take core and yoke of the same cross-section

With $d = 350$ mm, the largest width of the core section and hence the width of the limb = $350 \cdot 0,93 = 325,5$ mm, assuming 325 mm = a

Area of window A_w

$$S = 3,33 f B_m \delta k_w A_c A_w k_w = 1,5 / (3 + 0,1V_1) = 1,5 / 3 + 0,1 \cdot 66 = 0,16,$$

$$A_w = 5 \cdot 10^6 / (3,33 \cdot 7,6 \cdot 10^{-2} \cdot 0,16 \cdot 3 \cdot 10^6 \cdot 1,6 \cdot 50) = 0,52 \text{ m}^2$$

Dimensions of core: $d = 350$ mm, $a = 325$ mm,

$$A_w = b(H-d), H-d = 1/4 \cdot b$$

$$b = 2\sqrt{A_w} = 2\sqrt{0,52} = 1,44 \text{ m,}$$

$$H = 1/4 \cdot b + d = 1/4 \cdot 1,44 + 0,35 = 0,71,$$

$$C = 2H + a = 2 \cdot 0,71 + 0,325 = 1,745 \text{ m}$$

Low voltage winding

$$I_2 = 5 \cdot 10^6 / (3 \cdot 11 \cdot 10^3) = 151,5 \text{ A, choose current density } \delta = 3 \text{ A/mm}^2$$

Area of conductor for LV winding $a_2 = 151,5 / 3 = 50,5 \text{ mm}^2$, LV turns = 415

Choose rectangular conductor 2 strips of 4,5 mm thick · 6,3 mm wide conductor; use paper insulation.

Area of 2 conductors = $2 \cdot 4,5 \cdot 6,3 = 57 \text{ mm}^2$, then current density = $151,5 / 57 = 2,66 \text{ A/mm}^2$

Use disc coils.

Insulation: use a bakelite cylinder between the core and LV 5mm thick and stick of 10 mm; the distance between LV and core diameter = 15 mm; paper insulation on conductors 0,5 to 0,6 mm thick. Spacers between coils (disc) 10 mm. We have 415 turns per phase for LV winding. These turns have been split into 41 discs of 10 turns per disc and 42nd disc of 5 turns. For 1 turn we apply twin conductor with 0,6 mm paper insulation which dimensions are:

Height of LV coils $h_{c2} = 41 \cdot 10 + 42 \cdot 13,8 = 990 \text{ mm}$, where 41 spacers each of 10 mm are used between discs. Distance between core diameter & LV = 15 mm.

Inside diameter of LV = $d + 2 \cdot 15 = 350 + 30 = 380 \text{ mm}$.

Thickness LV disc = $5,7 \cdot 10 = 57 \text{ mm} = c_2$.

Outside diameter of LV coils = $380 + 2 \cdot 57 = 494 \text{ mm}$.

Mean diameter of LV coils = $380 + 57 = 437 \text{ mm}$.

Mean length of turn of LV coils = $\pi \cdot 437 = 1373 \text{ mm} = l_{m2}$.

High voltage winding

$I_1 = 5 \cdot 10^3 / 3 \cdot 66 \cdot 10^3 = 25,25 \text{ A}$ $\delta = 3 \text{ A/mm}^2$

HV turns per phase = 2490

Size of conductor $a_1 = I_1 / \delta = 25,25 / 3 = 8,42 \text{ mm}^2$. Choose rectangular conductor 4,5 · 2 mm, which area = 9 mm². Use disc coils as in case of LV. Choose 42 disc coils, also 2490 turns have been divided in 41 discs of 60 turns per disc & 42nd disc of 30 turns. Size conductor with 0,6 mm paper insulation.

Spacers between discs = 10 mm each.

Height of the HV winding = $41 \cdot 10 + 41 \cdot 22,8 + 11,4 = 1356 \text{ mm} = h_{c1}$.

The distance between LV and HV coils = 30 mm. Inside diameter of HV coils = $494 + 2 \cdot 30 = 554 \text{ mm}$. Thickness of HV coils = 48 mm = c_1 . Outside diameter of HV coils = $554 + 2 \cdot 48 = 650 \text{ mm}$.

Mean diameter of HV coils = $554 + 48 = 602 \text{ mm}$.

Mean length of turn of HV = $\pi \cdot 602 = 1891 \text{ mm} = l_{m1}$.

Mean length of turn of HV and LV = $0,5 \cdot (1891 + 1373) = 1632 \text{ mm} = L_{mt}$.

Mean height of LV and HV = $0,5 \cdot (990 + 1356) = 1173 \text{ mm} = \text{mean } h_c$.

Outside diameter of HV coils should be less than the distance between adjacent legs, also $< H$.

Layout of HV coils

Percentage reactance

$$x_{\%} = 2\pi f \mu_0 L_{mt} (AT) (e + (c_1 + c_2) / 3) / (\text{średnia } h_c \cdot E_t \cdot 100\%)$$

$$AT = I_1 \cdot \text{HV turns HV} = 25,25 \cdot 2490 = 62\,872,5$$

$$E_t = 26,5 \text{ V/turn,}$$

According to Fig. 7: $e = 30 \text{ mm}$, $c_1 = 48 \text{ mm}$, $c_2 = 57 \text{ mm}$, mean $h_c = 1,173 \text{ m}$, $L_{mt} = 1,632 \text{ m}$.

$$x_{\%} = 2\pi \cdot 50 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,632 \cdot 62872,5 \cdot (0,03 + (0,048 + 0,057)/3) / (1,173 \cdot 26,5 \cdot 100\%) = 8,47\%$$

Percentage resistance

Resistance of LV winding per phase = $I_{m2} \cdot \text{turns} / a_2 \cdot \gamma = 1,373 \cdot 415 / 57 \cdot 56 = 0,178 \Omega$

Resistance of HV winding per phase = $I_{m1} \cdot \text{turns} / a_1 \cdot \gamma = 1,891 \cdot 2490 / 9 \cdot 56 = 9,34 \Omega$

Equivalent resistance R referred to HV side = $9,34 + (66/11)^2 \cdot 0,178 = 15,75 \Omega = R$

$$r_{\%} = I_1 \cdot R \cdot 100\% / V_{1Ph} = 25,25 \cdot 15,75 \cdot 100\% / 66 \cdot 10^3 = 0,6\%$$

Percentage impedance

$$Z_{\%} = \sqrt{x_{\%}^2 + r_{\%}^2} = \sqrt{8,47^2 + 0,6^2} = 8,49\%$$

Copper losses $\Delta P_{Cu} = 3 \cdot I_1^2 \cdot R = 3 \cdot 25,25^2 \cdot 15,75 = 30,12 \text{ kW}$

Weight of iron + $A_c \cdot (3b + 2C) \cdot \bar{b} = 0,0076 \text{ m}^2 \cdot (3 \cdot 1,44 + 2 \cdot 1,745) \cdot 7,85 = 4,66 \text{ tons}$

$\bar{b} = 7,85 \text{ ton/m}^3$ – weight density of steel transformer

Iron losses = $4,66 \cdot 10^3 \cdot 1,3 \text{ W/kg} = 6,058 \text{ kW} = \Delta P_{Fe}$

Full load losses = $30,12 + 6,058 = 36,18 \text{ kW} = \Delta P = \Delta P_{Cu} + \Delta P_{Fe}$

Core losses current per phase

$$I_w = \Delta P_{Fe} / 3V_{1Ph} = 6058 / 3 \cdot 66000 = 0,031 \text{ A}$$

From the curve in Fig. 9 for cold rolled steel for $B = 1,6 \text{ Wb/m}^2$, (at/m) for core and yoke = 250

$$AT_{Ph} = (3b + 2C) \cdot (\text{at/m}) / 3 = 250 \cdot (3 \cdot 1,44 + 2 \cdot 1,745) / 3 = 650,8 \text{ A}$$

RMS magnetizing current per phase

$$I_m = \frac{AT_{Ph}}{\sqrt{2}} \cdot N_1 = \frac{650,8}{\sqrt{2}} \cdot 2490 = 0,185 \text{ A}$$

No-load current

$$I_o = \sqrt{I_w^2 + I_m^2} = \sqrt{0,031^2 + 0,185^2} = 0,188 \text{ A}$$

$$I_{o\%} = I_o / I_1 \cdot 100\% = (0,188 / 25,25) \cdot 100\% = 0,74\%$$

Design of tank

Outside diameter of HV coils = 650 mm.

Distance between coils on adjacent legs = $H - 650 = 710 - 650 = 60 \text{ mm}$.

Keeping the distance between HV discs and tank walls min. 100 mm, in our case = 115 mm. Length of tank $M_t = 3 \cdot 650 + 2 \cdot 60 + 2 \cdot 115 = 2300 \text{ mm}$.

Breadth of tank $F_t = 6500 + 2 \cdot 115 = 880 \text{ mm}$.

Height of tank $G_t = D$ (height of core) + distance between core and bottom of the tank + oil level over core + space for leads and

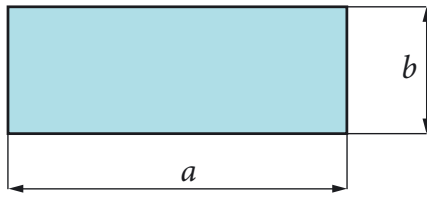


Fig. 18. Dimensions of rectangular conductor in (mm)

bushing insulators = 2090 + 60 + 250 + 400 = 2800 mm.

Therefore, the tank dimensions are:

Length $M_t = 2300$ mm

Breadth $F_t = 880$ mm

Height $G_t = 2800$ mm.

Surface of tank $S_t = G_t \cdot M_t \cdot 2 + 2 \cdot F_t \cdot G_t = 2 \cdot G_t \cdot (M_t + F_t) = 2 \cdot 2,8 \cdot (2,3 + 0,88) = 17,81 \text{ m}^2$.

Full load losses to be dissipated = 36180 W = ΔP

Temperature rise:

$$\Delta v = \Delta P / 12,5 \cdot S_t = 36\,180 / 12,5 \cdot 17,81 = 162,5^\circ\text{C} > \Delta v_{\text{limit}} = 35^\circ\text{C}.$$

If the oil temperature is to be limited to 50° C; the outside tank temperature should be limited to 35° C, instead of 162,5° C. Hence it is necessary to extend the cooling surface, according to equation:

$$S_t \cdot X \cdot (8,8 + 3,7 / X) \cdot \Delta v_{\text{limit}} = \Delta P, \quad \text{solving this equation:}$$

$$X = \Delta P / 8,8 \cdot S_t \cdot \Delta v_{\text{limit}} - 0,42$$

$$X = 36180 / 8,8 \cdot 17,81 \cdot 35 - 0,42 = 6,18$$

Therefore, an additional cooling surface $S_c = (X - 1) \cdot S_t = (6,18 - 1) \cdot 17,81 = 92,3 \text{ m}^2$ is to be provided.

This cooling surface extension may be provided by 6 radiators each of 50 tubes of 50 mm diameter and height 2200 mm, then additional surface = $6 \cdot 50 \cdot 2,2 \cdot \pi \cdot 0,05 = 103,7 \text{ m}^2$, which is enough for the requirement.

If cross-section area $a = a \cdot b$ is not sufficient – use the twin conductor.

REFERENCES

1. B.M. Weedy, "Electric Power Systems", John Wiley and Sons, 3 rd edition 1989.
2. E. Jezierski, "Transformatory" [*Transformers*], WNT, 1975.
3. R. Kurdziel, "Podstawy elektrotechniki" [*Fundamentals of electrical engineering*], WNT, 1972.

Tadeusz Kornas

Wrocław University of Science and Technology

e-mail: tadeuszkornas@wp.pl

After five years of studies at Power Engineering Institute of Wrocław University of Science and Technology, author worked as an assistant at the Power Engineering Institute (1973–1978). Subsequently, he was employed as a designer at the Power Systems Automation Institute (1978–1979). After receiving PhD degree at the Wrocław University of Science and Technology, he worked at Power Engineering Institute of Wrocław University of Science and Technology as an academic lecturer. At ABB Dolmel LLC he worked as a quality specialist (1991–1995) and then as a quality manager at Utility treatment plant in Wrocław (1995–2000). Subsequently he took a position as a quality inspector at the printing office in Wrocław (2006–2010). From October 2010 he is retired.

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40–50. When referring to the article please refer to the original text.

PL

Projektowanie transformatorów

Autor

Tadeusz Kornas

Słowa kluczowe

transformator mocy, projektowanie, budowa, kadź

Streszczenie

W artykule przedstawiono podstawy projektowania transformatorów mocy wysokiego napięcia. Określono konstrukcję i rozłożenie uzwojenia wysokiego i niskiego napięcia. Przedstawiono również projekt kadzi transformatora.

1. Wstęp

Transformator, zarówno 1-, jak i 3-fazowy, zwykle składa się z następujących elementów:

- obwód magnetyczny, złożony z kolumn (rdzeń), cewek i struktur zaciskowych (zapewniających ścieżkę strumienia)
- obwód elektryczny, składający się z uzwojenia niskiego napięcia (nn) i uzwojenia wysokiego napięcia (WN)
- obwód dielektryczny, złożony z izolacji w różnych postaciach i stosowanej w różnych miejscach w transformatorze, m.in.: między rdzeniem a nn, między nn a WN
- kadź i akcesoria, takie jak olej, urządzenia chłodzące, konserwatory, odpowietzniki, izolatory przepustowe i przewody.

2. Transformator typu rdzeniowego

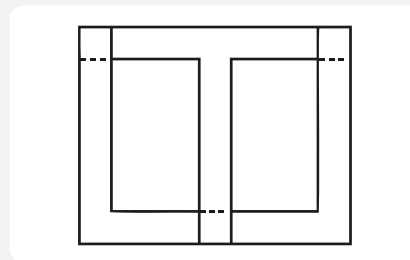
Rdzeń magnetyczny takiego transformatora jest zbudowany z laminowanych blach ze stali elektrotechnicznej zawierającej 3–4% krzemu. Aby zmniejszyć prądy wirowe, grubość laminowania powinna być jak najmniejsza. Tak więc do budowy rdzenia używa się blach o grubości 0,3–0,5 mm. Zawartość krzemu w stali zwiększa oporność na prądy wirowe. Stal staje się krucha, gdy zawartość krzemu wzrośnie powyżej 3–4%. Właściwości magnetyczne stopu niklu i żelaza są znacznie lepsze niż stali krzemowej, ale jego wysoki koszt sprawia, że stosowanie go w transformatorach mocy lub rozdzielczych jest nieekonomiczne. Układ wytłoczek jest odwrócony w ich kolejnych grupach, jak pokazano na rys. 1–2.

Układ taki pokrywa złącza i zmniejsza składową magnesowania prądu jałowego. Zazwyczaj w transformatorach typu rdzeniowego stosuje się zwoje okrągłe (uzwojenia), co teoretycznie wskazuje, że należy stosować rdzenie okrągłe. W małych transformatorach rdzeniowych można stosować kolumny prostokątne lub kwadratowe, jak pokazano na rys. 3.

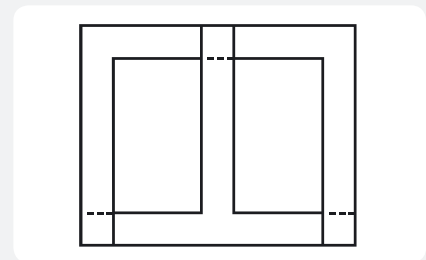
W dużych transformatorach stosuje się rdzenie schodkowe. Liczba schodków zależy od znamionowej mocy transformatora, a więc średnicy kolumny transformatora. Liczba schodków również wraz ze wzrostem mocy znamionowej transformatora.

Zależność pomiędzy średnicą d i przekrojem rdzenia A_c można wyrazić w następujący sposób:

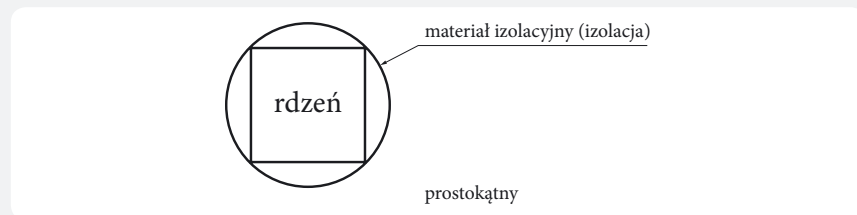
$$A_c = k d^2 \quad (1)$$



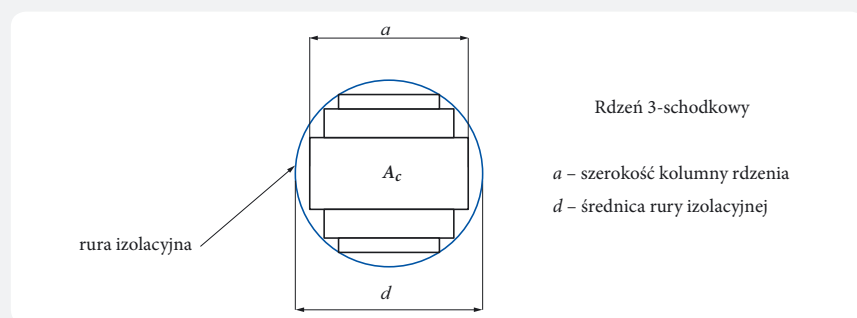
Rys. 1. Warstwy 1, 3, 5...



Rys. 2. Warstwy 2, 4, 6...



Rys. 3. Materiał izolacyjny w przypadku rdzenia prostokątnego



Rys. 4. 3-schodkowy rdzeń transformatora

A_c – przekrój poprzeczny rdzenia transformatora

d – średnica rury izolacyjnej

k – zależy od liczby schodków rdzenia transformatora.

Rdzeń typu krzyżowego transformatora 3-fazowego pokazano na rys. 5

Średnica okręgu opisanego na rdzeniu d obliczona z równania (1) wynosi:

$$d = \sqrt{\frac{A_c}{k}} \quad (2)$$

Powierzchnia okien jest określana jako szerokość · wysokość okna. Według rys. 5 odległość pomiędzy środkami rdzenia wynosi H , czyli szerokość okna = $H - d$. A więc powierzchnia okien wynosi A_w

$$A_w = b(H - d) \quad (3)$$

gdzie: b – wysokość okna.

Wysokość okna zazwyczaj wynosi:
 $b / (H - d) = 2,5-4$

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40–50. When referring to the article please refer to the original text.

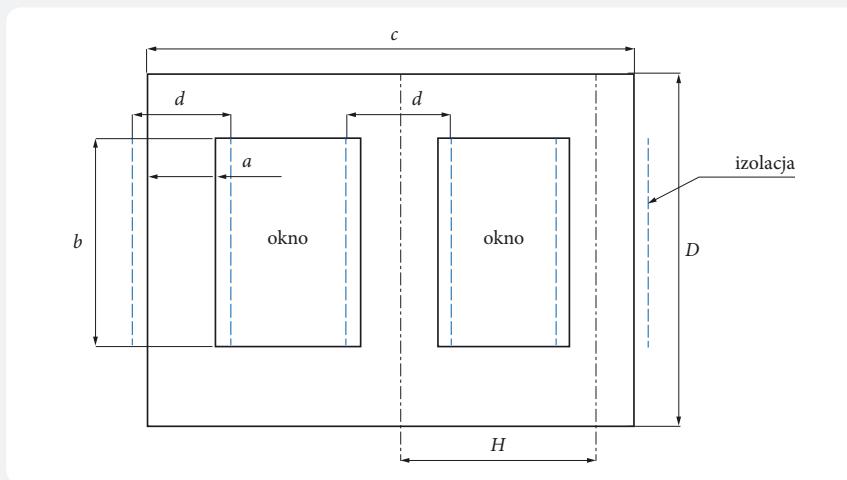
PL

<i>k</i>	<i>k</i>	<i>k</i>	<i>k</i>	<i>k</i>
kwadratowy	krzyżowy	3-schodkowy	4-schodkowy	6-schodkowy
0,45	0,56	0,6	0,62	0,65

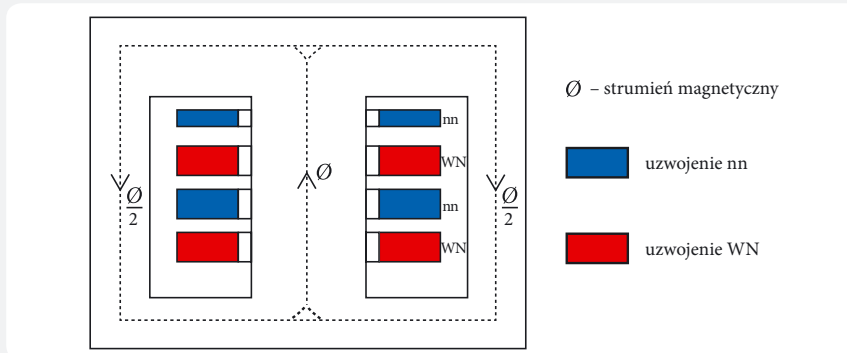
Tab. 1. Zależność współczynnika *k* od kształtu rdzenia

<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>	<i>a</i>
kwadratowy	krzyżowy	3-schodkowy	4-schodkowy	6-schodkowy
0,71 <i>d</i>	0,85 <i>d</i>	0,9 <i>d</i>	0,93 <i>d</i>	0,96 <i>d</i>

Tab. 2. Zależność pomiędzy wymiarem *a* rdzenia a średnicą *d* tuby izolacyjnej



Rys. 5. Rdzeń typu krzyżowego transformatora 3-fazowego



Rys. 6. 1-fazowy transformator płaszczowy z uzwojeniem warstwowym

Jak więc wynika z powyższych równań, wysokość okna i szerokość okna można obliczyć.

Całkowita długość jarzma

$$C = 2H + a = 2H + 0,93d \quad (4)$$

Pole powierzchni przekroju jarzma szacuje się poprzez zwiększenie pola powierzchni przekroju rdzenia o ok. 10–15%. Szerokość jarzma równa się $0,9d$. Wysokość jarzma = powierzchnia jarzma / $0,9d$.

3. Transformator typu płaszczowego

Na każdej kolumnie transformatora typu rdzeniowego nawinięte są uzwojenia zarówno pierwotne, jak i wtórne. Układ taki zmniejsza rozproszenie magnetyczne, podczas gdy 1-fazowe transformatory typu płaszczowego wyposażone są w pojedynczy zestaw uzwojeń na środkowym rdzeniu laminowanym, jak pokazano na rys. 6.

Taki układ tworzy powłokę żelaza wokół miedzi. Strumień Φ w kolumnie środkowej podzielony jest na jarzmie, po połowie $\Phi/2$ na kolumny boczne. Kolumna środkowa ma kształt prostokąta o stosunku boków ok. 1:1,8–2,5.

Transformatory typu rdzeniowego mają znacznie prostszą konstrukcję w porównaniu z transformatorami płaszczowymi. Typ rdzeniowy umożliwia łatwiejszy montaż i izolację uzwojeń, zwłaszcza przy wysokich napięciach. Transformatory typu rdzeniowego są bardziej stabilne mechanicznie w stanie zwarcia. Typ płaszczowy stosuje się tylko w szczególnych przypadkach, takich jak np. transformatory piecowe.

4. Równanie napięcia zwojowego w odniesieniu do mocy znamionowej transformatorów

Analiza i projektowanie wszystkich typów transformatorów opiera się na równaniach siły elektromotorycznej dla obwodu pierwotnego oraz wtórnego. Gdy znana jest moc pozorna transformatora, wartość EMF na zwój E_t można obliczyć z:

$$E_t = K \sqrt{\frac{S}{n}} \quad (5)$$

S – moc pozorna transformatora w kVA

n – liczba faz transformatora

K – współczynnik, którego wartość zależy od następujących czynników:

- typ transformatora (rdzeniowy lub płaszczowy)
- warunki eksploatacji (transformator mocy lub rozdzielczy)
- koszty robocizny
- organizacja fabryki
- material.

Wartość współczynnika *K* dla:

- 3-fazowych transformatorów mocy typu rdzeniowego: $K = 0,6–0,65$
- 3-fazowych transformatorów rozdzielczych typu rdzeniowego: $K = 0,45–0,5$
- 3-fazowych transformatorów typu płaszczowego: $K = 1,2–1,3$
- 1-fazowych transformatorów typu rdzeniowego: $K = 0,75–0,8$
- 1-fazowych transformatorów typu płaszczowego: $K = 1,0–1,1$.

Niskie wartości współczynnika *K* odpowiadają niskim napięciom.

Pole przekroju rdzenia można określić z:

$$A_c = E_t / 4,44 f B_m \quad (6a)$$

B_m – maksymalna gęstość strumienia w rdzeniu transformatora, Wb/m²
f – częstotliwość zasilania, Hz.

Dla jarzma pole to można zwiększyć o 15%,

$$A_y = 1,15 A_c \quad (6b)$$

5. Równanie wyjścia

Równanie wyjścia wyraża związek pomiędzy parametrami wyjścia transformatora a głównymi wymiarami i szczególnymi obciążeniami elektrycznymi i magnetycznymi.

Moc pozorna transformatora 3-fazowego *S* równa się:

$$S = 3,33 f B_m \delta k_w A_c A_w \text{ w VA} \quad (7)$$

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40–50. When referring to the article please refer to the original text.

PL

Dla transformatora 1-fazowego typu rdzeniowego:

$$S = 2,22 f B_m \delta k_w A_c A_w \text{ w VA} \quad (8)$$

k_w – współczynnik wypełnienia okna, m^2
 A_w – powierzchnia netto okna, m^2
 δ – gęstość prądu w A/mm^2 , średnia wartość $\delta = 2,4 A/mm^2$
 A_c – przekrój poprzeczny rdzenia, m^2 .

6. Współczynnik wypełnienia okna

Jest to stosunek pola przekroju miedzi w oknie do całkowitego pola przekroju okna. Orientacyjne wartości współczynnika wypełnienia okna można obliczyć z:

$$k_w = \frac{1}{3+0,1V_1} \quad (9)$$

V_1 – oznacza napięcie uzwojenia wysokiego napięcia, kV

Powyższa wartość obowiązuje dla transformatorów i wynosi od 50 kVA do 250 kVA. Dla dużych transformatorów będzie większa. Dla transformatorów 1 MVA i większych przyjąć można wartość o około 20 do 50% większą od obliczonej powyżej. Dla transformatorów do 5 kVA przyjąć można wartość o 20% mniejszą od obliczonej powyżej.

7. Obciążenia szczególne – magnetyczne i elektryczne

Indukcja magnetyczna w rdzeniu zależy od gatunku stali. Dla stali walcowanej na gorąco można przyjąć indukcyjność magnetyczną 1,2–1,4 Wb/m², dla stali walcowanej na zimno zaś znacznie wyższą – 1,5–1,7 Wb/m². Zastosowanie wyższej gęstości strumienia zmniejsza wagę transformatora i łączne straty. Problem strat można rozwiązać poprzez udoskonalenie układu chłodzenia. Założona indukcyjność magnetyczna powinna być niższa dla transformatorów rozdzielczych. Straty w żelazie powinny być niższe w porównaniu ze stratami w miedzi w tego typu transformatorach. Gęstość prądu w uzwojeniach miedzianych jest ograniczona ze względu na lokalne nagrzewanie. Można przyjąć następujące wartości gęstości prądu:

- transformatory rozdzielcze: 1,5 do 2,6 A/mm^2
- transformatory mocy: 2,4 do 3,3 A/mm^2
- duże transformatory z wymuszonym obiegiem oleju: 2,8 to 4 A/mm^2 .

8. Waga rdzenia i jarzmo transformatorów

a) waga kolumn = (liczba kolumn) · (pole powierzchni przekroju kolumny) · (wysokość kolumny) · (ciężar właściwy stali)
 Wysokość kolumny jest równa wysokości okna. Liczba kolumn zależy od liczby faz i typu transformatora oraz ograniczeń transportowych. Ciężar właściwy stali transformatorowej wynosi ok. $7,55 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$.

b) waga jarzma = (liczba jarzm) · (pole powierzchni przekroju jarzma) · (długość jarzma) · (gęstość stali)

Liczba jarzm zawsze wynosi 2. Długość jarzma C pokazano na rys. 5.

9. Projektowanie uzwojenia

Przy projektowaniu uzwojeń należy przestrzegać następującej procedury:

a) Liczba zwojów i pól przekrojów poprzecznych

Liczbę zwojów na fazę dla uzwojenia niskiego napięcia N_2 oblicza się, wykorzystując EMF na zwoj

$$N_2 = \frac{V_2(na \text{ fazę})}{E_t} \quad (10)$$

gdzie: E_t – EMF na zwoj (patrz równanie 5), V_2 – napięcie niskie, V.

Liczbę zwojów na fazę w uzwojeniu wysokiego napięcia N_1 określa się na podstawie przekładni i liczby zwojów w uzwojeniu nn.

$$N_1 = N_2 V_1 / V_2, v = V_1 / V_2 \quad (11)$$

Gdzie v: przekładnia.

Średnia gęstość prądu

$$\delta \sqrt{\delta_1 \cdot \delta_2} \approx \frac{1}{2} (\delta_1 + \delta_2) \quad (12)$$

gdzie: δ_1 oraz δ_2 to, odpowiednio, gęstości prądu w uzwojeniach WN i nn.

Następnie oblicza się pola przekroju uzwojeń nn i WN:

$$\alpha_1 = I_1 / \delta_1, \alpha_2 = I_2 / \delta_2 \quad (13)$$

gdzie: I_1, I_2 to prądy fazowe uzwojeń WN, i nn, które można obliczyć z

$$I_1 = S / 3 V_{1ph}, I_2 = S / 3 V_{2ph} \quad (14)$$

gdzie: S – moc pozorna transformatora, VA
 V_{1ph}, V_{2ph} – napięcia fazowe, odpowiednio, uzwojeń WN i nn.

b) Projektowanie uzwojenia nn

Na ogół stosuje się uzwojenia cylindryczne z przewodów prostokątnych. Jeśli przekrój przewodu jest zbyt duży, używa się kilka równoległych splecionych taśm. Wysokość uzwojenia przyjmuje się jako ok. 80% wysokości izolacji. Zwoje uzwojeń cylindrycznych nn z przewodów prostokątnych układa się w dwóch warstwach. Liczba zwojów w warstwie równa jest połowie całkowitej liczby zwojów nn. Żatem przestrzeń osiowa a_i dostępna dla jednego zwoju jest równa:

$$a_i = h_w / N_i \quad (15)$$

gdzie: h_w – wysokość uzwojenia, N_i – liczba zwojów nn w warstwie.

Powyższe obliczenie określa wymiar osiowy przewodu lub taśm splecionych. Wymiar promieniowy można obliczyć na podstawie pola powierzchni przekroju poprzecznego i wymiaru osiowego. W celu promieniowego ustawienia uzwojenia nn zazwyczaj postępuje się w następującej kolejności:

- średnica wewnętrzna cylindra izolacyjnego
- grubość cylindra izolacyjnego
- grubość przewodu olejowego pomiędzy cylindrem izolacyjnym i uzwojeniem nn
- wewnętrzna średnica uzwojenia nn
- grubość promieniowa uzwojenia nn
- zewnętrzna średnica uzwojenia nn.

Średnia długość zwoju

$$l_{m2} = \pi D_{m2} \quad (16)$$

gdzie: D_{m2} – średnica średnica uzwojenia nn.

Rezystancję na fazę uzwojenia nn w 75°C oblicza się następująco:

$$R_2 = \frac{l_{m2} N_2}{\gamma \alpha_2} \quad (17)$$

gdzie: γ – przewodność elektryczna materiału uzwojenia, α_2 – pole przekroju poprzecznego uzwojenia nn, N_2 – liczba zwojów uzwojenia nn.

Należy przyjąć wartość γ odpowiadającą temperaturze 75°C, dla której obliczać się będzie rezystancję.

Oblicza się straty w miedzi na fazę uzwojenia nn

$$P_{LVC} = I_2^2 R_2 \quad (18)$$

c) Projektowanie uzwojenia WN

Zwykle stosuje się następujące rodzaje uzwojeń wysokiego napięcia: krzyżowe (*cross over*), cylindryczne z przewodem okrągłym (*cylindrical with circular conductor*) i dyskowe (*continuous disc*). Wysokość uzwojenia można w przybliżeniu założyć jako 70% wysokości okna. Zazwyczaj promieniowe ustawienie uzwojenia WN odbywa się następująco:

- zewnętrzna średnica uzwojenia nn
- przewód olejowy
- średnica wewnętrzna cylindra izolacyjnego
- grubość cylindra izolacyjnego
- cylinder izolacyjny
- wewnętrzna średnica uzwojenia WN
- grubość promieniowa uzwojenia WN
- zewnętrzna średnica uzwojenia WN.

Rezystancję i straty w miedzi uzwojenia WN oblicza się podobnie jak dla uzwojenia nn.

10. Reaktancja transformatora

Poniżej przedstawiono typowe układy cewek niskiego i wysokiego napięcia, a ich przybliżone reaktancje określa się w następujący sposób:

a) Cewki cylindryczne

Położenie cewek górnego i dolnego napięcia pokazano na rys. 7

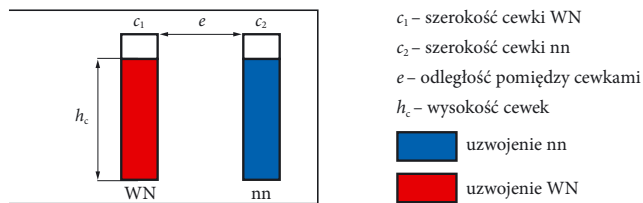
Reaktancję w procentach określa wzór:

$$x_{\%} = \frac{2\pi f \mu_0 L_{mt}(AT) \left(e + \frac{c_1 + c_2}{3} \right)}{h_c E_t} \cdot 100\% \quad (19)$$

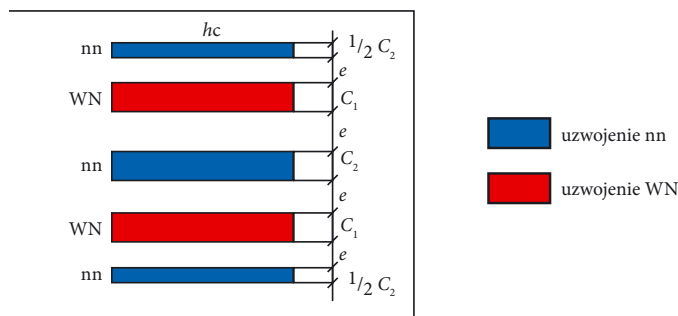
gdzie: (AT) – amperozwoje na kolumnę każdej z cewek (dla uzwojeń nn lub WN)
 E_t – napięcie zwojowe
 L_{mt} – średnia długość obwodu kanału pierścieniowego
 $\mu_0 = 4\pi 10^{-7} \text{ H/m}$
 $\mu = \mu_0 \mu_r$ – przenikalność względna. Dla powietrza i materiałów niemagnetycznych: $\mu_r = 1, B = \mu_0 H$.

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40–50. When referring to the article please refer to the original text.

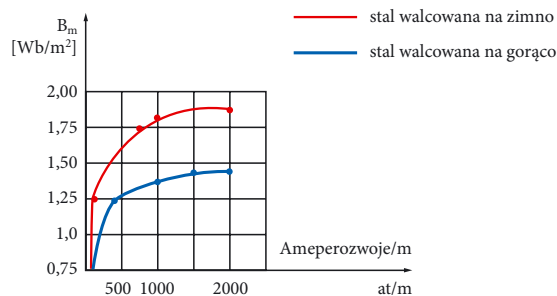
PL



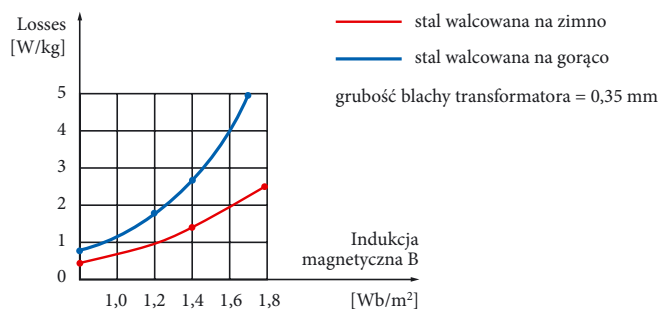
Rys. 7. Położenie cewek górnego i dolnego napięcia



Rys. 8. Układ cewki warstwowej



Rys. 9. Amperozwoje/m



Rys. 10. Straty w rdzeniu

b) Cewki warstwowe
 Układ cewek krążkowych w transformatorze przedstawiono na rys. 8
 Cewkę nn o połowie liczby zwojów umieszcza się na końcach. Pozostałe $(n-1)$ cewki nn i n cewki WN mają tyle samo zwojów.
 Reaktancja w procentach takiego układu wyrażona jest wzorem:

$$x_{\%} = \frac{\pi f \mu_0 L_{mt} (AT) \left(e + \frac{c_1 + c_2}{6} \right)}{n h_c E_t} \cdot 100\% \quad (20)$$

gdzie: n – liczba sekcji.

11. Prąd magnesowania

Jeśli b (patrz rys. 5) jest wysokością okna rdzenia magnetycznego transformatora, a B_{max} jest maksymalną indukcją

magnetyczną w rdzeniu, to amperozwoje na jednostkę długości (m) można zapisać w postaci $3 \cdot b \cdot at/m$.

Znając indukcję magnetyczną w jarzmie, to amperozwoje na jednostkę długości (at/m) można zapisać w postaci $2 \cdot C \cdot at/m$. Pomijając amperozwoje dla szczeliny powietrznej, amperozwoje dla transformatora na fazę można określić z zależności (21):

$$AT_{ph} = 3b (at/m) c + 2C (at/m) y/3 \quad (21)$$

Określenie amperozwojów dla kolumny rdzenia i jarzma:

Maksymalna indukcja magnetyczna w rdzeniu, przyjmując: $B_{mc} = 1,25 \text{ Wb/m}^2$
 Przekroje rdzenia i jarzma – patrz równania (6a) i (6b)

Maksymalna indukcja magnetyczna w jarzmie

$$B_{my} = B_{mc} / 1,15 = 1,25 / 1,15 = 1,09 \text{ Wb/m}^2$$

Amperozwoje/m można wyznaczyć z krzywej, jak pokazano na rys. 9.

Z krzywej dla stali walcowanych na gorąco, przy $B_{mc} = 1,25 \text{ Wb/m}^2$ amperozwoje/m dla rdzenia = 400, a zatem przy $B_{my} = 1,09 \text{ Wb/m}^2$, amperozwoje/m dla jarzma = 250.

Wartość skuteczną prądu magnesowania uzyskuje się z następującej zależności:

$$I_m = AT_{ph} / \sqrt{2} \quad (\text{liczba zwojów w uzwojeniu pierwotnym}) \quad (22)$$

12. Obliczanie strat

Przy projektowaniu transformatora straty na kg rdzenia oblicza się z krzywych wzorcowych stali transformatorowej w funkcji indukcji magnetycznej, co pokazano na rys. 10.

Mnożąc straty jednostkowe (W/kg) przez masę rdzenia, uzyskujemy całkowite straty w tym rdzeniu. Straty w żelazie rdzenia i jarzma trzeba obliczać oddzielnie z powodu różnic indukcji magnetycznej w tych elementach. Suma tych dwóch strat stanowi łączne straty w żelazie.

Zależność pomiędzy strumieniem magnetycznym a indukcją to: $\Phi = B \cdot A$, gdzie: B – indukcja magnetyczna, Φ – strumień magnetyczny, A – przekrój poprzeczny. W rdzeniu znajduje się główny strumień Φ_m , natomiast w jarzmie i kolumnie transformatora 3-fazowego strumień magnetyczny równy jest połowie strumienia głównego Φ_m w rdzeniu, a więc $\Phi_{jarzmo} = 0,5\Phi_m$, jak pokazano na rys. 6.

Prąd jałowy I_0 transformatora składa się z dwóch składowych:

- składowej magnesowania I_m , która występuje w fazie ze strumieniem magnetycznym,
- składowej strat w rdzeniu I_w , w fazie przeciwnej do indukowanej EMF.

Składowa prądu strat w rdzeniu I_w

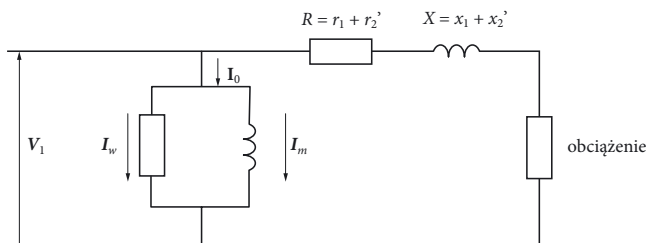
I_w = łączne straty w żelazie na fazę / napięcie fazowe uzwojenia pierwotnego

$$(23)$$

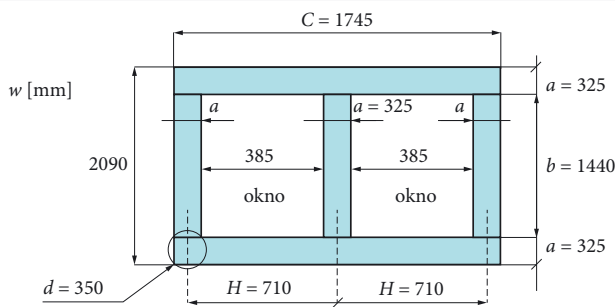
Prąd jałowy transformatora oblicza się wówczas według wzoru:

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40–50. When referring to the article please refer to the original text.

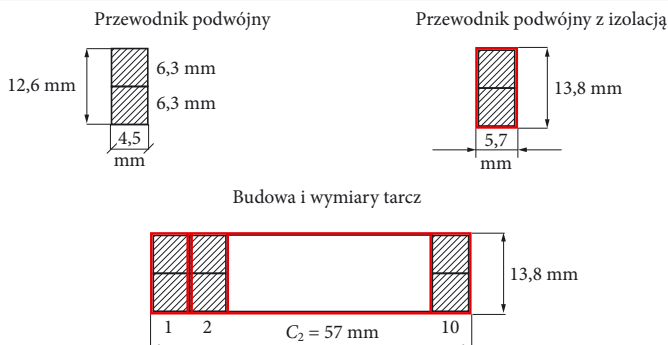
PL



Rys. 11. Schemat zastępczy transformatora



Rys. 12. Zespół rdzenia i jarmza transformatora 5 MVA (rysunek nie jest w skali).



Rys. 13. Budowa i wymiary tarcz (rysunek nie jest w skali)

$$I_o = \sqrt{I_w^2 + I_m^2} \quad (24)$$

Schemat zastępczy transformatora odniesiony do strony WN przedstawiono na rys. 11.

13. Projektowanie kadzi

Wzrost temperatury uzwojeń nie powinien przekraczać 55°C przy chłodzeniu naturalnym, 60°C przy chłodzeniu wymuszonym i 65°C przy wymuszonym chłodzeniu wodnym. Temperatura oleju wzrasta do 45°C. Ściany kadzi, rury i chłodnice rozpraszają ciepło poprzez promieniowanie i konwekcję. Przy chłodzeniu naturalnym drogą promieniowania rozprasza się 6 W, a drogą konwekcji 6,5 W mocy na m² zewnętrznej powierzchni kadzi na °C. Tak więc, jeśli powierzchnia chłodzenia kadzi transformatora wynosi S_t m², rozproszy

$$12,5 S_t \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \quad (25)$$

Jeżeli powierzchnia ta nie wystarczy do ograniczenia przyrostu temperatury, wówczas zwiększa się ją poprzez dodanie rur. Wtedy ciepło rozpraszane =

$$XS_t(8,8 + 3,7 / X) \frac{W}{m^2 \cdot ^\circ C} \quad (26)$$

Wysokość transformatora równa jest wysokości netto wjarmzie powiększonej o naddatek przestrzeni na podstawę (50–70 mm) i około 250 mm wysokości na olej ponad jarmzem. Przerzeń jest również potrzebna m.in. na przewody – ok. 200–250 mm. Możliwość rozproszenia strat powinna uwzględniać stan pełnego obciążenia.

Przykład

Projekt 3-fazowego transformatora 5 MVA, 50 Hz, 66 kV/ 11 kV/ układ połączeń Dd. Typ konstrukcji: rdzeniowa; chłodzenie naturalne, przyrost temperatury oleju do 50°C. Łączne straty nie więcej niż 50 kW. Należy określić szczegółowe wymiary, m.in. rdzeni, cewek, układu kadzi.

Napięcie zwojowe:

$$E_t = K \sqrt{\frac{s}{h}} = 0,65 \sqrt{\frac{5000}{3}} = 26,5 V \text{ na zwoj}$$

Strona wysokiego napięcia: V na fazę = 66 000 V

Zwojów na fazę = 66 000 / 26,5 = 2490

Strona niskiego napięcia: V na fazę = 11 000 V

Zwojów na fazę = 11 000 / 26,5 = 415

Rdzeń: zastosować rdzeń z laminatu ze stali walcowanej na zimno o grubości 0,35 mm; konstrukcja rdzenia pasowana pod kątem 45°.

Przyjąć indukcję magnetyczną 1,6 Wb/m², współczynnik strat = 1,3 W/kg; zastosować rdzeń 4-schodkowy, w związku z czym współczynnik wypełnienia rdzenia = 0,62 (tab. 1).

Pole przekroju rdzenia:

$$A_c = E_t / 4,44 f B_m = 26,5 / 4,44 \cdot 50 \cdot 1,6 = 7,46 \cdot 10^{-2} m^2$$

$$d = \sqrt{\frac{A_c}{k}} = \sqrt{\frac{7,45 \cdot 10^{-2}}{0,62}} = 0,347 m$$

przyjąć: d = 350 mm, A_c = 0,076 m².

Przyjąć te same przekroje rdzenia i jarmza. Przy d = 350 mm największa szerokość części rdzeniowej i tym samym szerokość kolumny = 350 · 0,93 = 325,5 mm, przy założeniu 325 mm = a

Powierzchnia okna A_w

$$S = 3,33 f B_m^n \delta k_w A_w A_w$$

$$k_w = 1,5 / (3 + 0,1 \sqrt{V_1}) = 1,5 / 3 + 0,1 \cdot 66 = 0,16,$$

$$A_w = 5 \cdot 10^6 / (3,33 \cdot 7,6 \cdot 10^{-2} \cdot 0,16 \cdot 3 \cdot 10^6 \cdot 1,6 \cdot 50) = 0,52 m^2$$

Wymiary rdzenia: d = 350 mm, a = 325 mm, A_w = b(H-d), H-d = 1/4 · b
b = 2√A_w = 2√0,52 = 1,44 m,
H = 1/4 · b + d = 1/4 · 1,44 + 0,35 = 0,71,
C = 2H + a = 2 · 0,71 + 0,325 = 1,745 m

Uzwojenie niskiego napięcia:

$$I_2 = 5 \cdot 10^6 / (3 \cdot 11 \cdot 10^3) = 151,5 A, \text{ przyjęto}$$

gęstość prądu δ = 3 A/mm²

Przekrój przewodów uzwojenia nn α₂ = 151,5 / 3 = 50,5 mm², liczba zwojów nn = 415.

Przyjąć przewód prostokątny z 2 taśm o grubości 4,5 mm · 6,3 mm szerokości; zastosować izolację papierową. Powierzchnia 2 przewodników = 2 · 4,5 · 6,3 = 57 mm², a wtedy gęstość prądu = 151,5 / 57 = 2,66 A/mm².

Zastosować cewki tarczowe.

Izolacja: pomiędzy rdzeniem i uzwojeniem nn cylinder z bakelitu o grubości 5 mm i wysokości 10 mm; odległość pomiędzy uzwojeniem nn a średnicą rdzenia = 15 mm; izolacja na przewodach z papieru o grubości 0,5 do 0,6 mm. Rozpórki pomiędzy cewkami (tarczami) 10 mm. Liczba zwojów uzwojenia nn na fazę = 415. Zwoje te podzielono na 41 tarcz po 10 zwojów na tarczę i 42. tarczę z 5 zwojami.

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40-50. When referring to the article please refer to the original text.

PL

Na 1 zwój stosujemy podwójny przewód z 0,6 mm izolacją papierową, których wymiary wynoszą:

Wysokość cewek nn $h_{c2} = 41 \cdot 10 + 42 \cdot 13,8 = 990$ mm, pomiędzy tarczami 41 rozpórek po 10 mm. Odległość między średnicą rdzenia a uzwojeniem nn = 15 mm.

Średnica wewnętrzna uzwojenia nn $= d + 2 \cdot 15 = 350 + 30 = 380$ mm.

Grubość tarcz nn $= 5,7 \cdot 10 = 57$ mm = c_2 .

Średnica zewnętrzna cewek nn $= 380 + 2 \cdot 57 = 494$ mm.

Średnia średnica cewek nn $= 380 + 2 \cdot 57 = 437$ mm.

Średnia długość zwoju cewek nn $= \pi \cdot 437 = 1373$ mm = l_{m2} .

Uzwojenie wysokiego napięcia:

$$I_1 = 5 \cdot 10^3 / 3 \cdot 66 \cdot 10^3 = 25,25 \text{ A}$$

$$\delta = 3 \text{ A/mm}^2$$

Liczba zwojów WN na fazę = 2490.

Wymiary przewodnika

$\alpha_1 = I_1 / \delta = 25,25 / 3 = 8,42$ mm². Zastosować przewód prostokątny 4,5 · 2 mm, o powierzchni 9 mm². Zastosować cewki tarczowe, takie jak w przypadku nn. Zastosować 42 cewki tarczowe. 2490 zwojów należy podzielić na 41 tarcz po 60 zwojów plus 42. tarcza z 30 zwojami. Rozmiar przewodu z 0,6 mm izolacji papierowej.

Rozpórki między tarczami = po 10 mm.

Wysokość uzwojenia WN $= 41 \cdot 10 + 41 \cdot 22,8 + 11,4 = 1356$ mm = h_{c1} .

Odległość pomiędzy cewkami nn i WN = 30 mm. Średnica wewnętrzna cewek WN = 494 + 2 · 30 = 554 mm.

Grubość cewek WN = 48 mm = c_1 . Średnica zewnętrzna cewek WN = 554 + 2 · 48 = 650 mm.

Średnia średnica cewek WN = 554 + 48 = 602 mm.

Średnia długość zwoju WN $= \pi \cdot 602 = 1891$ mm = l_{m1} .

Średnia długość zwojów WN i nn = 0,5 · (1891 + 1373) = 1632 mm = L_{mT} .

Średnia wysokość nn i WN = 0,5 · (990 + 1356) = 1173 mm = średnio h .

Średnica zewnętrzna cewek WN powinna być mniejsza niż odległość pomiędzy sąsiednimi kolumnami, również < H.

Reaktancja procentowa

$$x_{\%} = \frac{2\pi f \mu_0 L_{mT}}{h_c \cdot E_1 \cdot 100\%} (AT) (e + (c_1 + c_2) / 3) / (\text{średnia } h_c \cdot E_1 \cdot 100\%)$$

AT = $I_1 \cdot$ liczba zwojów HV = 25,25 · 2490 = 62 872,5

$E_1 = 26,5$ V/zwój,

Zgodnie z rys. 7: $e = 30$ mm, $c_1 = 48$ mm, $c_2 = 57$ mm, średnio $h_c = 1,173$ m, $L_{mT} = 1,632$ m.

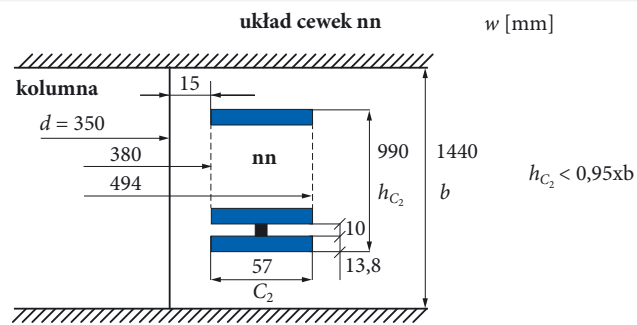
$$x_{\%} = \frac{2\pi \cdot 50 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 1,632 \cdot 62872,5 \cdot (0,03 + (0,048 + 0,057)/3)}{1,173 \cdot 26,5 \cdot 100\%} = 8,47\%$$

Rezystancja względna

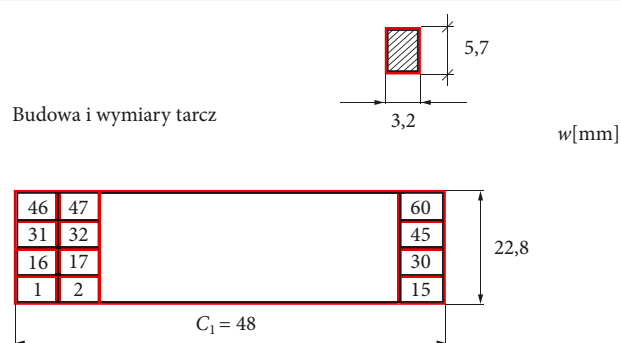
Rezystancja uzwojenia nn na fazę = $l_{m2} \cdot$ zwoje/ α_2 . $\gamma = 1,373 \cdot 415 / 57 \cdot 56 = 0,178 \Omega$

Rezystancja uzwojenia WN na fazę = $l_{m1} \cdot$ zwoje/ α_1 . $\gamma = 1,891 \cdot 2490 / 9 \cdot 56 = 9,34 \Omega$

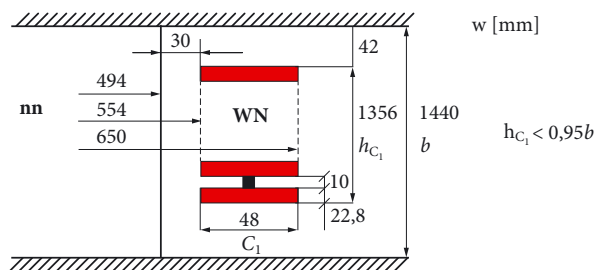
Rezystancja równoważna odniesiona do strony WN = $9,34 + (66 / 11)^2 \cdot 0,178 = 15,75 \Omega = R$



Rys. 14. Układ cewek nn (rysunek nie jest w skali).



Rys. 15. Budowa i wymiary tarcz (rysunek nie jest w skali).



Rys. 16. Układ cewek WN (rysunek nie jest w skali).

$$r_{\%} = I_1 \cdot R \cdot 100\% / V_{1Ph} = 25,25 \cdot 15,75 \cdot 100\% / 66 \cdot 10^3 = 0,6 \%$$

Impedancja względna

$$Z_{\%} = \sqrt{x_{\%}^2 + r_{\%}^2} = \sqrt{8,47^2 + 0,6^2} = 8,49\%$$

Straty w miedzi $\Delta P_{Cu} = 3 \cdot I_1^2 \cdot R = 3 \cdot 25,25^2 \cdot 15,75 = 30,12$ kW

Waga żelaza + $A_{\%} \cdot (3b + 2C) \cdot 6 = 0,0076$ m² · (3 · 1,44 + 2 · 1,745) · 7,85 = 4,66 tony

6 = 7,85 ton/m³ – ciężar właściwy transformatora stalowego

Straty w żelazie = 4,66 · 10³ · 1,3 W/kg = 6,058 kW = ΔP_{Fe}

Straty przy pełnym obciążeniu = 30,12 + 6,058 = 36,18 kW = $\Delta P = \Delta P_{Cu} + \Delta P_{Fe}$

Wartość prądu fazowego odpowiadającego za straty w żelazie

$$I_{w\%} = \Delta P_{Fe} / 3V_{1Ph} = 6058 / 3 \cdot 66 \cdot 1000 = 0,031 \text{ A}$$

Ż krzywej przedstawionej na rys. 9 dla stali

walcowanej na zimno, przy $B = 1,6$ Wb/m², (at/m) dla rdzenia i jarmza = 250

$$AT_{ph} = (3b + 2C) \cdot (at/m) / 3 = 250 \cdot (3 \cdot 1,44 + 2 \cdot 1,745) / 3 = 650,8 \text{ A}$$

Wartość skuteczna prądu magnesowania na fazę

$$I_m = \frac{AT_{ph}}{\sqrt{2}} \cdot N_1 = \frac{650,8}{\sqrt{2}} \cdot 2490 = 0,185 \text{ A}$$

Prąd jałowy

$$I_o = \sqrt{I_w^2 + I_m^2} = \sqrt{0,031^2 + 0,185^2} = 0,188 \text{ A}$$

$$I_{o\%} = I_o / I_1 \cdot 100\% = (0,188 / 25,25) \cdot 100\% = 0,74 \%$$

Projektowanie kadzi

Średnica zewnętrzna cewek WN = 650 mm. Odległość między cewkami na sąsiednich kolumnach = $h - 650 = 710 - 650 = 60$ mm.

This is a supporting translation of the original text published in this issue of "Acta Energetica" on pages 40–50. When referring to the article please refer to the original text.

PL

Utrzymać odległość między tarczami WN i ścianami kadzi min. 100 mm, w rozważanym przypadku = 115 mm. Długość kadzi $M_t = 3 \cdot 650 + 2 \cdot 60 + 2 \cdot 115 = 2300$ mm. Szerokość kadzi $F_t = 650 + 2 \cdot 115 = 880$ mm. Wysokość kadzi $G_t = D$ (wysokość rdzenia) + odległość między rdzeniem a dnem kadzi + poziom oleju nad rdzeniem + przestrzeń na przewody i izolatory przepustowe = $2090 + 60 + 250 + 400 = 2800$ mm. A zatem wymiary kadzi to:

Długość $M_t = 2300$ mm
Szerokość $F_t = 880$ mm
Wysokość $G_t = 2800$ mm.

Powierzchnia kadzi $S_t = G_t \cdot M_t \cdot 2 + 2 \cdot F_t \cdot G_t = 2 \cdot G_t \cdot (M_t + F_t) = 2 \cdot 2,8 \cdot (2,3 + 0,88) = 17,81$ m².

Straty przy pełnym obciążeniu, które trzeba rozproszyć = 36 180 W = ΔP
 Przyrost temperatury:

$\Delta v = \Delta P / 12,5 \cdot S_t = 36\,180 / 12,5 \cdot 17,81 = 162,5^\circ\text{C} > \Delta v_{\text{limit}} = 35^\circ\text{C}$.

Jeżeli temperatura oleju ma być ograniczona do 50°C; temperaturę na zewnątrz kadzi trzeba ograniczyć do 35°C, zamiast 162,5°C. Dlatego też konieczne jest powiększenie powierzchni chłodzącej zgodnie z równaniem:

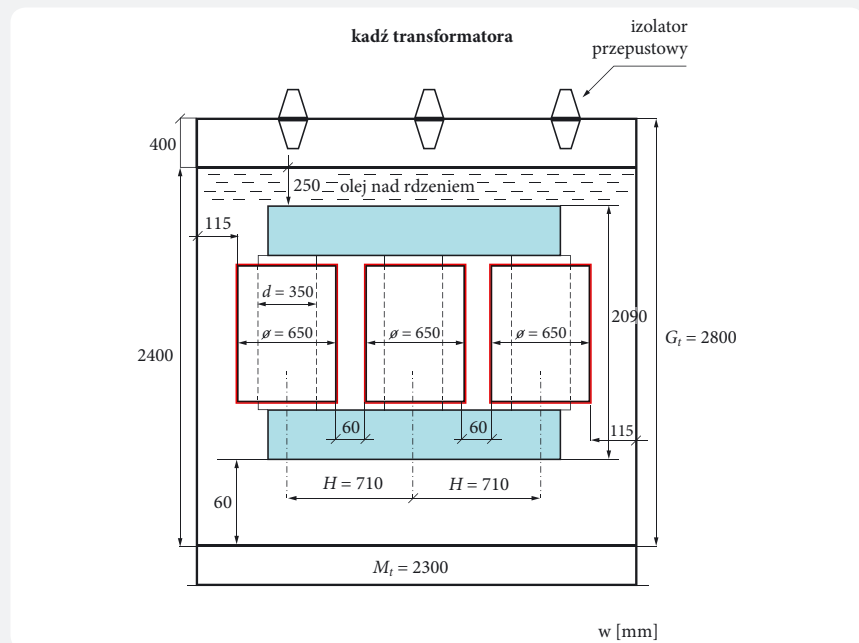
$S_t \cdot X \cdot (8,8 + 3,7 / X) \cdot \Delta v_{\text{limit}} = \Delta P$,
 rozwiązując to równanie otrzymamy:

$X = \Delta P / 8,8 \cdot S_t \cdot \Delta v_{\text{limit}} - 0,42$

$X = 36180 / 8,8 \cdot 17,81 \cdot 35 - 0,42 = 6,18$

A więc trzeba zapewnić dodatkową powierzchnię chłodzenia $S_c = (X - 1) \cdot S_t = (6,18 - 1) \cdot 17,81 = 92,3$ m². Takie powiększenie powierzchni chłodzenia może zapewnić 6 chłodnic, każda złożona z 50 rur o średnicy 50 mm i wysokości 2200 mm, a wówczas dodatkowa powierzchnia = $6 \cdot 50 \cdot 2,2 \cdot \pi \cdot 0,05 = 103,7$ m², co wystarcza dla spełnienia tego wymogu.

Jeśli powierzchnia przekroju $\alpha = a \cdot b$ jest niewystarczająca – należy zastosować przewód podwójny.



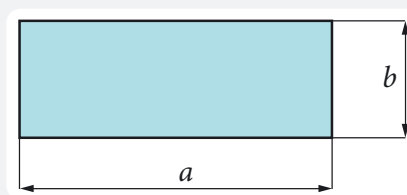
Rys. 17. Kadź transformatora (rysunek nie jest w skali)

1,5	2,5	4,0	6,0	10,0	16,0	25,0	35
-----	-----	-----	-----	------	------	------	----

Tab. 3. Nominalna powierzchnia przekroju poprzecznego przewodu drutowego α (mm²)

a	2	2,4	2,7	3,3	4	4,5	5	6
b	5	5	5	5	5	5	5	5
a	2,8	3,1	3,4	4,1	4,7	5,4	6,7	8
b	10	10	10	10	10	10	10	10

Tab. 4. Wymiary przewodu (szerokość · grubość)



Rys. 18. Wymiary przewodu prostokątnego (mm)

Bibliografia

1. Weedy B.M., Electric Power Systems [Systemy elektroenergetyczne], John Wiley and Sons, 1989.
2. Jezierski E., Transformatory, WNT, 1975.
3. Kurdziel R., Podstawy elektrotechniki, WNT, 1972.

Tadeusz Kornas

dr
 Politechnika Wroclawska
 e-mail: tadeuszkornas@wp.pl

Po pięcioletnich studiach w Instytucie Energoelektryki Politechniki Wroclawskiej pracował jako asystent w Instytucie Energoelektryki (1973–1978). Następnie był zatrudniony jako projektant w Instytucie Automatyki Systemów Energetycznych (1978–1979). Uzyskał tytuł doktora nauk technicznych na Politechnice Wroclawskiej (1979), pracował w Instytucie Energoelektryki macierzystej uczelni jako nauczyciel akademicki.

W firmie ABB Dolmel sp. z o.o. piastował funkcję specjalisty ds. systemu jakości (1991–1995), następnie pracował na stanowisku kierownika ds. jakości w zakładach oczyszczania we Wrocławiu (1995–2000), po czym objął posadę inspektora jakości w drukarni we Wrocławiu (2006–2010).

Od 1 października 2010 roku jest emerytem.