

ЕЛЕКТРИЧНІ МАШИНИ ТА АПАРАТИ

УДК 621.314

DOI: <https://doi.org/10.15407/publishing2024.67.068>

ТЕПЛОВИЙ РОЗРАХУНОК СУХИХ ТРАНСФОРМАТОРІВ З ЛИТОЮ ІЗОЛЯЦІЄЮ ТА З ФОЛЬГОВИМИ ОБМОТКАМИ

В.Ф. Іванков*, канд. техн. наук, **А.В. Басова**, канд. техн. наук

ПрАТ «Запоріжтрансформатор»,

Дніпровське шосе, 3, Запоріжжя, 69600, Україна

E-mail: awbasova@gmail.com, ivankov.viktor@gmail.com

Представлено методику аналітичного теплового розрахунку сухих трансформаторів з циліндричними провідниковими з литою ізоляцією та фольговими обмотками. З одновимірної нелінійної заступної теплової схеми трансформатора визначаються усереднені за поверхнями та середні за об'ємами температури стрижня магнітної системи та обмоток. Для уточнення розподілу температури за перерізом анізотропної фольгової обмотки застосовується розв'язок крайової задачі у вигляді двовимірного рівняння Пуассона з коефіцієнтами тепловіддачі, які розраховано із заступної схеми. Наведено приклад розрахунку сухого трансформатора потужністю 2500 кВА. Для верифікації результатів розрахунку проведено чисельне CFD-моделювання. Бібл. 10, рис. 9, табл. 3.

Ключові слова: сухі трансформатори, нагрів, лита ізоляція, фольга, аналітичний розрахунок, CFD-моделювання.

Вступ. Сухі трансформатори та електричні реактори відомі своєю високою безпекою й низькими вимогами до технічного обслуговування [1]. Вони застосовуються в складних умовах експлуатації в енергетичній, нафтовій, газо- і гірничодобувній, хімічній промисловостях, у наземному та морському транспорті, у вітроенергетичних та сонячних установках, у спеціальних приміщеннях із підвищеними вимогами до пожежної безпеки [2].

Для розподілу та передачі енергії в силових електроустановках виготовляють трансформатори з природним охолодженням із шаровими та неперервними котушковими обмотками із литою ізоляцією, із просоченням обмоток поліестерними смолами та з паперовою ізоляцією типу «номекс». Для цього устаткування одним із найважливіших факторів, які визначають старіння ізоляції і, як наслідок, термін його служби, є тепловий режим роботи трансформатора.

Ефективною для інженерних теплових розрахунків сухих трансформаторів із природним охолодженням слід вважати методику [3]. Розподіл втрат у стрижнях магнітної системи (МС) та в концентрах обмоток приймається рівномірним. Ураховується теплообмін тільки в радіальному напрямку. Тому застосовано одновимірну заступну теплову схему з концентрованими параметрами стрижня й обмоток. Усереднені перевищення температури на їхніх поверхнях визначаються розв'язком відповідної нелінійної системи алгебраїчних рівнянь, коефіцієнти якої враховують емпіричні залежності від температур конвекційного теплообміну з поверхонь тіл розрахункової моделі, променистого теплообміну між ними та кондуктивних теплових опорів стрижня та обмоток. Основні засади [3] використано під час розробки методик теплового розрахунку силових сухих трансформаторів із литою ізоляцією [4] та з ізоляцією типу «номекс» [5].

Певні переваги, як в технології виготовлення, так і в експлуатації, мають сухі трансформатори з фольговими обмотками (ФО) з міді чи алюмінію – у вигляді окремих концентрів обмотки нижчої напруги (НН) або котушок обмотки вищої напруги (ВН). Особливістю ФО є



значна нерівномірність розподілу втрат по їхній висоті [5] та значна теплова провідність в осьовому напрямку, що лише наближено може бути враховано в одновимірній тепловій моделі обмотки. Тому для теплових розрахунків сухих трансформаторів із ФО застосовують двовимірні моделі трансформаторів та відповідні, досить складні в застосуванні, чисельні методи. Так, у роботі [6] представлено методику та результати досліджень сухого трансформатора потужністю 800 кВА з ФО методом скінчених різниць. Цей же трансформатор у [7] розраховано методом скінчених елементів. Для аналізу температур у сухому трансформаторі в роботі [8] використано CFD (Computational Fluid Dynamics) моделювання.

Метою роботи була розробка методики аналітичного теплового розрахунку сухих трансформаторів із циліндричними провідниковими з литою ізоляцією та фольговими обмотками із застосуванням одновимірної нелінійної заступної теплової схеми трансформатора та теплової крайової задачі для уточнення розподілу температур у фольговій обмотці, а також верифікація результатів аналітичного розрахунку чисельним CFD-моделюванням.

Конструкція сухих трансформаторів. Розглянуто силові трансформатори зі стрижневою МС та з природним повітряним охолодженням. Циліндричні обмотки можуть виготовлятися у вигляді шин, шаровими, зокрема з шарів фольги, або безперервними котушковими з ізольованими провідниками та литою ізоляцією. За спільністю теплових процесів через незначні радіальні розміри обмотки з шин віднесено до циліндричних. Обмотка або її частина, яка відділена від стрижня або інших обмоток вертикальними охолодними каналами, визначається як окремий концентр. Найчастіше за умовами охолодження з двох концентрів виготовляється обмотка НН. За наявності, захисний зовнішній кожух трансформатора зверху та знизу має вентиляційні отвори.

У алгоритмі розрахунку позначаються: висота h_C , ширина b_C , товщина d_C та радіус описаного кола r_C стрижня. У стрижні можуть знаходитись, для прикладу, два охолодні канали шириною b_{CK} і довжиною l_{CK} . У такому разі площі внутрішньої та зовнішньої поверхонь теплового обміну стрижня дорівнюють $S_{i,C} = 4l_{CK}h_C$ та $S_{a,C} = 2[b_C + (d_C - 2b_{CK})]h_C$.

Ширини внутрішніх каналів та ширини концентрів позначаються b_k та a_k , $k = 1, \dots, K$. За висоту обмоток $2l$ приймається середня висота всіх концентрів, з урахуванням збігу проводів і торцевої ізоляції. Радіуси внутрішньої та зовнішньої поверхонь концентрів позначаються r_i та r_a з відповідними площами поверхонь $S_{i,k} = 4\pi r_{i,k}l$ та $S_{a,k} = 4\pi r_{a,k}l$.

По периметру стрижня та концентрів розташовуються N_r дистанційних рейок шириною b_r , тобто загальною шириною $b_{\Sigma r} = N_r b_r$. Залежно від типу обмоток, структури провідників, виткової, міжшарової та корпусної ізоляції концентри характеризуються ефективними поперечними тепловими провідностями λ_x . Позначимо для циліндричного концентру з ізольованих проводів число проводів по ширині концентру N , висоту та ширину проводу без ізоляції h_{II} та b_{II} . Товщина ізоляції: виткової на дві сторони Δ , міжшарової d_M і корпусної (ливої) d_K , відповідно коефіцієнти теплопровідності λ_B , λ_M , λ_K .

Під час визначення коефіцієнта λ котушкового концентру в плоскопаралельному наближенні розглядають [5] послідовну провідність проводу та бічної виткової ізоляції, а потім цю провідність – у паралельній взаємодії з торцевою ізоляцією. Такі N шарів обмотувального проводу в поперечному напрямку послідовно діють з $N-1$ шарами міжвиткової ізоляції та корпусною (ливою) ізоляцією. Зокрема, в [4, 5] для котушкового й циліндричного концентру з ізольованих проводів визначено

$$\lambda_x = k_\lambda a / b, \quad a = N(b_{II} + \Delta) + (N-1)d_M + d_K,$$

$$b = \frac{N\Delta(h_{II} + \Delta)(b_{II} + \Delta)}{(\Delta^2 + h_{II}(b_{II} + \Delta))\lambda_B} + \frac{(N-1)d_M}{\lambda_M} + \frac{d_K}{\lambda_K}. \quad (1)$$

Водночас, на основі емпіричних досліджень у [4] у випадку концентрів із литою ізоляцією рекомендовано прийняти коефіцієнт k_λ рівним 0.42, для обмоток з лакованих алюмінієвих шин – $\lambda_x = 2.04$, Вт/(мК). В осьовому напрямку теплова провідність обмоток з обмотувальних проводів може бути визначена виразами виду (1), які наведено в [5].

Для ФО за числа N шарів фольги товщиною b_f , міжлистовою ізоляцією товщиною b_i та корпусною ізоляцією товщиною d_K

$$\lambda_x = \frac{(Nb_f + (N-1)b_i + d_K)\lambda_f\lambda_i\lambda_K}{[Nb_f\lambda_i\lambda_K + (N-1)b_i\lambda_f\lambda_K + d_K\lambda_f\lambda_i]} \quad (2)$$

Оскільки теплова провідність металу фольги λ_f набагато перевищує провідність ізоляції, то для ФО $\lambda_z = \lambda_f$.

Для певних типів ізоляції відповідні коефіцієнти теплопровідності можна знайти у спеціальній літературі, зокрема в табл. 1 наведено дані з документу [4].

Таблиця 1

Марка проводу та найменування ізоляційного матеріалу	λ , Вт/(мК)
Провід ПСД, АПСД	0.23
Провід ПСДК	0.16
Провід ПЕТ-155	0.20
Скляне полотно	0.17 – 0.18
Скляні тканини ЛСБ, ЛСП, ЛСЕ	0.20 – 0.21
Скляні тканини ЛСК, ЛСЛ	0.18 – 0.19
Епоксидна смола ЕД-20 з пиловидним кварцевим піском (1:2)	0.59 – 0.64
Епоксидна смола	0.21 – 0.40
Пісок кварцевий	1.17

Розрахунок втрат. Для електромагнітних розрахунків силових трансформаторів, зокрема, розподілу робочих струмів в обмотках, магнітних полів, втрат у МС, в обмотках застосовуються галузеві методики і відповідне програмне забезпечення [1, 5].

Розрахунок втрат у МС виконується з використанням відомих залежностей питомих активних втрат в електротехнічній сталі від індукції для вживаної марки сталі. Використовуються коефіцієнти збільшення втрат у місцях стикування й перешихтовки пластин, а також коефіцієнти на технологію обробки сталі й шихтування МС. Приймається, що втрати в МС від температури не залежать.

За відомих розподілів струмів в обмотках з використанням аналітичних плоскопаралельних або осесиметричних розрахункових моделей магнітного поля визначаються [5] осьова та радіальна складові індукції магнітного поля розсіювання в обмотках і, на їхній основі, за відомими виразами Фільда – відповідні складові додаткових втрат у провідниках обмоток від вихрових струмів. Циркулювальними втратами в обмотках для трансформаторів розглядуваних потужностей зазвичай нехтують. Визначення втрат у ФО розглянуто далі.

Зі збільшенням температури омічні втрати в обмотках зростають, а додаткові – зменшуються [1]. Позначимо умовно нормовану температуру, за якої розраховано втрати, \mathcal{G}_n , а відповідні омічні та додаткові втрати – $P_{om,n}$ та $P_{add,n}$. Для сухих трансформаторів з ізоляцією класу F така температура дорівнює 105 °С.

За середньої температури центра \mathcal{G}_m сумарні втрати визначаються так:

$$P(\mathcal{G}_m) = P_{om,n}F(\mathcal{G}_m) + P_{add,n}/F(\mathcal{G}_m), \quad F(\mathcal{G}_m) = (C + \mathcal{G}_m)/(C + \mathcal{G}_n), \quad (3)$$

де температурна постійна C для міді дорівнює 235 °С, а для алюмінію – 245 °С.

Приймаючи допущення щодо незначної частки вихрових втрат відносно омічних в обмотках сухих трансформаторів, температурна залежність (3) може бути спрощена

$$P(\mathcal{G}_m) = P_n F(\mathcal{G}_m). \quad (4)$$

Розрахунок усереднених температур в одновимірній заступній тепловій схемі трансформатора. Приймаються такі допущення [3, 4]:

- умови охолодження стрижнів МС з обмотками трифазних трансформаторів однакові;
- охолодження стрижня МС не враховує тепловіддачу горизонтальними ярмами, середня температура стрижня близька до температури його поверхні;
- тепловіддача обмоток можлива лише в радіальному напрямку;
- теплопровідність матеріалів стрижня та обмоток постійна для діапазону робочих температур;
- втрати в стрижні та обмотках розподілені за об'ємом рівномірно;
- за висотою стрижня та концентрів визначаються усереднені значення температур та коефіцієнтів тепловіддачі.

Постановка та розв'язання теплової задачі здійснюється для перевищення температур (ПТ), яке визначається різницею $\theta = \vartheta - \vartheta_{\text{ТОС}}$ абсолютних температур ϑ нагрітого тіла та $\vartheta_{\text{ТОС}}$ охолодного середовища (ТОС).

За шириною концентра розподіл ПТ має характер, який показано на рис. 1. x_0 є координатою так званої нейтральної лінії в межах концентру – лінії з найбільш нагрітою точкою (ННТ) θ_0 . Виділення в охолодне середовище втрат P із тіла з площею A зовнішньої поверхні описується законом тепловіддачі

$$P = (\alpha^C + \alpha^R) \theta A, \quad (5)$$

де α^C та α^R – коефіцієнти конвекційної (C) та променистої (R) тепловіддачі, які залежать від багатьох чинників, мають складний характер і нелінійно залежать від температури [5].

Розглянуто найбільш поширену з міркувань забезпечення охолодження завдяки внутрішньому осьовому каналу конструкцію обмотки НН із двома концентрами (рис. 2). На ескізі нижнім рядом чисел позначено: 1 – стрижень МС, 2, 3 – концентри НН, 4 – концентр ВН, 5 – зовнішній кожух. Верхніми числами $\nu=1, \dots, 11$ позначено умовні точки розрахункових елементів, на яких визначаються усереднені ПТ θ_ν . Точки 3, 6, 9 розташовуються на нейтральних лініях концентрів.

Тепловим процесам у конструкції трансформатора відповідає заступна тепла схема, зображена на рис. 3, на якій позначено:

- втрати в стрижні та в концентрах обмоток P_ν , $\nu=c$ та 1, 2, 3;
- теплові провідності конвекційної тепловіддачі (G^C) з поверхні стрижня G_1 , із внутрішніх та зовнішніх поверхонь концентрів G_2 , G_5 , G_8 та G_4 , G_7 , G_{10} ; провідність G_{11} враховує тепловіддачу кожуха в охолодне середовище;
- теплові провідності тепловіддачі випромінюванням (G^R) між поверхнями стрижня і внутрішнього концентра G_{12} , між концентрами G_{15} , G_{18} , між зовнішнім концентром та кожухом;
- кондуктивні теплові провідності (G^L) між нейтральними лініями та поверхнями концентрів G_{13} , G_{14} , G_{16} , G_{17} , G_{19} , G_{20} ;

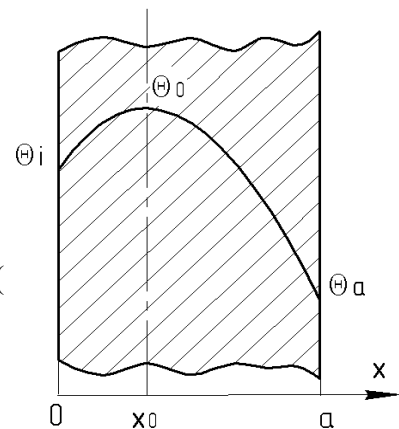


Рис. 1

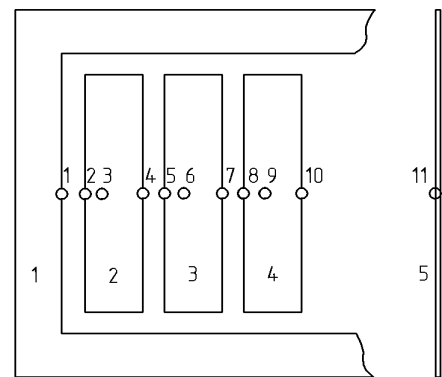


Рис. 2

– перевищення температур на лініях $\theta_v, v=1, \dots, 11$.

У представленій роботі, як і в [4], можливість розташування між обмотками ізоляційного циліндру не розглянуто. За потреби необхідно застосувати теплову заступну схему й відповідні коефіцієнти теплових провідностей конвекційного та променистого теплообміну, які наведено в [3].

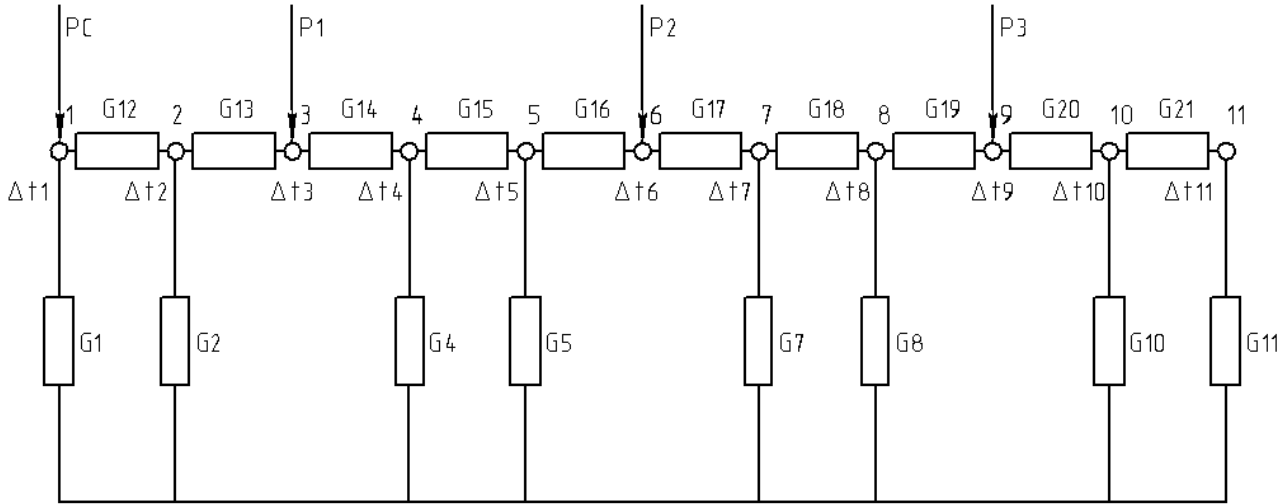


Рис. 3

У вузлах теплової заступної схеми за умов теплового балансу має місце система нелінійних рівнянь відносно ПТ θ_v [3, 4]:

$$\begin{aligned}
 (G_1 + G_{12})\theta_1 - G_{12}\theta_2 &= P_C; \\
 (G_{12} + G_2 + G_{13})\theta_2 - G_{12}\theta_1 - G_{13}\theta_3 &= 0; \\
 (G_{13} + G_{14})\theta_3 - G_{13}\theta_2 - G_{14}\theta_4 &= P_1(\theta_{m,1}); \\
 (G_{14} + G_4 + G_{15})\theta_4 - G_{14}\theta_3 - G_{15}\theta_5 &= 0; \\
 (G_{15} + G_5 + G_{16})\theta_5 - G_{15}\theta_4 - G_{16}\theta_6 &= 0; \\
 (G_{16} + G_{17})\theta_6 - G_{16}\theta_5 - G_{17}\theta_7 &= P_2(\theta_{m,2}); \\
 (G_{17} + G_7 + G_{18})\theta_7 - G_{17}\theta_6 - G_{18}\theta_8 &= 0; \\
 (G_{18} + G_8 + G_{19})\theta_8 - G_{18}\theta_7 - G_{19}\theta_9 &= 0; \\
 (G_{19} + G_{20})\theta_9 - G_{19}\theta_8 - G_{20}\theta_{10} &= P_3(\theta_{m,3}); \\
 (G_{20} + G_{10} + G_{21})\theta_{10} - G_{20}\theta_9 - G_{21}\theta_{11} &= 0; \\
 (G_{21} + G_{11})\theta_{11} - G_{21}\theta_{10} &= 0.
 \end{aligned} \tag{6}$$

Для умов природної конвекції з вертикальних поверхонь стрижня та концентрів теплопровідності G^C визначаються згідно з (5) добутком коефіцієнта конвекційної тепловіддачі на площу поверхні тепловіддачі $G^C = \alpha^C A^C$. Коефіцієнт α^C пропорційний кореню четвертого ступеня від ПТ поверхні θ і так званому «коефіцієнту каналу» K , який визначено в [3, 4] через його ширину δ та висоту H

$$\alpha^C = K\sqrt[4]{\theta}, \quad K = 1.53 \arctan 96(\delta/H). \tag{7}$$

Для охолодного каналу стрижня $K_{CK} = 1.53 \arctan 96(b_{CK}/h_C)$, для каналів між стрижнем та внутрішнім концентром та між концентрами $K_k = 1.53 \arctan 96(b_k/2l)$.

Площі теплообмінних поверхонь стрижня та концентрів дорівнюють добутку геометричних площ відповідних поверхонь на коефіцієнти закриття каналів опорними рейками $A^C = S\varphi_k$. У разі розташування по периметру стрижня та концентрів N_r рейок шириною b_r ,

згідно [3, 4] $\varphi_k = 1 - (2/3)(b_{\Sigma r} / l_{r,k})$, де сумарна ширина рейок b_{Σ} , довжина середньої лінії в першому каналі $l_{r,1} = \pi(r_C + r_{a,1})$, а в наступних – $l_{r,k} = \pi(r_{i,k-1} + r_{a,k})$, $k = 2, 3$. Таким чином, провідності конвекційної тепловіддачі з поверхонь стрижня, концентрів та кожуха визначаються за виразами:

$$\begin{aligned} G_1 &= (K_{CK} S_{i,C} + K_{CK} S_{a,C} \varphi_1) \sqrt[4]{\theta_1}, \\ G_2 &= K_1 S_{i,1} \varphi_1 \sqrt[4]{\theta_2}, \quad G_5 = K_2 S_{i,2} \varphi_2 \sqrt[4]{\theta_5}, \quad G_8 = K_3 S_{i,3} \varphi_3 \sqrt[4]{\theta_8}, \\ G_4 &= K_1 S_{a,1} \varphi_2 \sqrt[4]{\theta_4}, \quad G_7 = K_2 S_{a,2} \varphi_3 \sqrt[4]{\theta_7}, \quad G_{10} = 3.53 \sqrt[4]{\theta_{10}}, \quad G_{11} = 2.92 \sqrt[4]{\theta_{11}}. \end{aligned} \quad (8)$$

На зовнішній поверхні останнього концентру (лінія 10) приймається [4] емпіричний коефіцієнт $K = 3.53$, на поверхні кожуха (лінія 11) $K = 2.92$.

Теплова провідність випромінювання визначається з використанням закону Стефана-Больцмана постійною $c_0 = 5.67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м² К⁴), приведеним коефіцієнтом теплового випромінювання $\varepsilon_{f,j}^R$ між поверхнями f та j , площами випромінювання A^R і температурами ліній на поверхнях в абсолютній шкалі $T = 273 + \theta + \vartheta_{TOC}$ за виразом [3, 4]

$$G^C = c_0 \varepsilon_{f,j}^R A^R D_{f,j}, \quad D_{f,j} = \left[(0.01 T_f)^2 + (0.01 T_j)^2 \right] \cdot (0.01 T_f + 0.01 T_j). \quad (9)$$

Коефіцієнт $\varepsilon_{f,j}^R$ визначається площами взаємних випромінювань та коефіцієнтами ε^R відповідних поверхонь:

$$\left(\varepsilon_{i,j}^R \right)^{-1} = \frac{1}{\varepsilon_i^R} + \frac{A_i^R}{A_j^R} \left(\frac{1}{\varepsilon_j^R} - 1 \right). \quad (10)$$

Емпіричні [4] значення коефіцієнтів ε^R наведено в табл. 2.

Елемент конструкції	ε^R
Стрижень з електротехнічної сталі	0.92
Обмотка з ізольованими проводами з лаковим покриттям	0.92
Покриті лаком шини	0.56
Обмотки з литою ізоляцією з епоксидної смоли	0.79

Для стрижня $A_C^R = S_{a,C} - 2b_{\Sigma r} l$, для концентрів $A_{i,k}^R = S_{i,k} - 2b_{\Sigma r} l$, $A_{a,k}^R = S_{a,k} - 2b_{\Sigma r} l$. За виразом (6) визначаються провідності між поверхнями стрижня і внутрішнього концентра та між концентрами:

$$G_{12} = c_0 \varepsilon_{C,1}^R A_C^R D_{1,2}, \quad G_{15} = c_0 \varepsilon_{1,2}^R A_{a,1}^R D_{4,5}, \quad G_{18} = c_0 \varepsilon_{2,3}^R A_{a,2}^R D_{7,8}. \quad (11)$$

Між зовнішнім концентром та кожухом приймається $G_{21} = 0$.

Кондуктивні теплові провідності концентрів між нульової лінією та поверхнями концентра вираховуються за відношенням часток втрат в концентрі відносно координати нульової лінії до різниці відповідних температур:

$$G_i^L = \frac{P x_0 / a}{\vartheta(x_0) - \vartheta_i}, \quad G_a^L = \frac{P(a - x_0) / a}{\vartheta(x_0) - \vartheta_a}. \quad (12)$$

Для визначення розподілу температур, координати нульової лінії, середньої температури концентру, часток втрат та кондуктивних теплопровідностей розглядаються дві теплові задачі відносно ПТ на перерізі концентру з теплопровідністю λ_x і щільністю втрат $q = P/V$. На відміну від осесиметричної моделі [3], у цій роботі крайові задачі розглянуто в плоскій системі координат. Використовуються одновимірні рівняння Пуассона відносно ПТ θ та граничні умови в лівій **L**: $x \in (0; x_0)$ і правій **R**: $x \in (x_0; a)$ умовних областях перерізу концентру

$$\lambda_x \frac{d^2\theta}{dx^2} = -q; \quad \mathbf{L}: \quad \theta|_{x=0} = \theta_i, \quad \left. \frac{d\theta}{dx} \right|_{x=x_0} = 0; \quad \mathbf{R}: \quad \left. \frac{d\theta}{dx} \right|_{x=x_0} = 0, \quad \theta|_{x=a} = \theta_a. \quad (13)$$

У результаті розв'язку задач отримуємо розподіл ПТ у вказаних областях:

$$\theta_L(x) = \theta_i + \frac{q}{\lambda_x} \left(-\frac{x^2}{2} + x_0 x \right), \quad \theta_R(x) = \theta_a + \frac{q}{\lambda_x} \left(\frac{a^2 - x^2}{2} + x_0(x - a) \right). \quad (14)$$

З умови рівності $\theta_L(x_0) = \theta_R(x_0)$ отримуємо координату нульової лінії та ПТ на ній:

$$x_0 = \frac{a}{2} - (\theta_i - \theta_a) \frac{\lambda_x}{qa}, \quad \theta(x_0) = \theta_i + \frac{q}{2\lambda_x} \left(\frac{a}{2} - (\theta_i - \theta_a) \frac{\lambda_x}{qa} \right)^2. \quad (15)$$

Інтегруючи та усереднюючи ПТ в областях (15), отримуємо середнє ПТ обмотки:

$$\theta_m = \frac{1}{a} \left[\theta_i x_0 + \theta_a (a - x_0) + \frac{q}{\lambda_x} \left(\frac{x_0^3 + a^3}{3} - x_0 a^2 - x_0^2 a \right) \right]. \quad (16)$$

Знаходячи з (15) ПТ на нульовій лінії та підставляючи отримані значення в (12), знаходимо кондуктивні теплові провідності в двох областях концентру k :

$$G_{i,k}^L = \frac{2\lambda_k V_k}{a_k x_{0,k}}, \quad G_{a,k}^L = \frac{a_k (a_k - x_{0,k})}{2\lambda_k V_k}. \quad (17)$$

Таким чином, для теплової заступної схеми провідності G_{13} , G_{16} , G_{19} визначаються виразами $G_{i,k}^L$, а провідності G_{14} , G_{17} , G_{20} – виразами $G_{a,k}^L$.

Система рівнянь (6) розв'язується як тридіагональна нелінійна поєднанням методів прогонки та ітерацій. На першому кроці послідовних наближень вважаються відомими розрахункові значення втрат у концентрах $P^{(i=1)} = P_n$, а також перевищення температур θ_a , θ_i на їхніх поверхнях, наприклад, виходячи з нормованої температури $\theta^{(i)} = \vartheta_n - \vartheta_0$ і приймаючи $x_0^{(i=1)} = a/2$.

Шляхом послідовних наближень уточнюються і в кінцевому результаті визначаються значення втрат $P(\vartheta_m)$ у представленнях (3) чи (4), координати x_0 і перевищення температур $\theta(x_0)$ (15), перевищення θ_m середніх температур концентрів (16) і, з приведенням температур за масами концентрів, – перевищень середніх температур обмоток.

Визначених величин втрат і перевищень середніх температур обмоток достатньо для розрахункового проектування сухих трансформаторів, так як вони безпосередньо можуть бути проконтрольовані за типових теплових випробувань.

Утім, важливим залишається питання про визначення параметрів навантажувальної здатності трансформатора за систематичних та аварійних навантажень, які нормуються відповідними стандартами залежно від класу ізоляції трансформатора. Для цього, зокрема, необхідно визначити перевищення над ТОС температури найбільш нагрітої точки (ННТ) $\theta_{ННТ}$ найбільш нагрітої обмотки і відповідно так званий коефіцієнт $k_{ННТ}$, який є відношенням $k_{ННТ} = \theta_{ННТ} / \theta_m$. Із цією метою застосовуються емпіричні коефіцієнти $k_{ННТ}$, які представлено в методиках [4, 5], тому в цій роботі їх не наведено.

Зауважимо, що за наявності в конструкції трансформатора захисного кожуха необхідно врахувати збільшення температур завдяки утрудненню циркуляції повітря та зменшенню променистого теплообміну. Емпіричні поправки на перевищення середньої температури та $k_{ННТ}$ також наведено [4, 5], ураховується висота обмоток, відношення площі отворів до площі загальної поверхні захисного кожуха.

Для теплового розрахунку сухих трансформаторів із литою ізоляцією розроблено обчислювальну програму з умовним позначення **ТЛТ**. Приклад розрахунку трансформатора типу ТСЗЛ-2500/10 на основі заступної теплової схеми представлено в роботі нижче.

Уточнення розподілу температур за перерізом фольгової обмотки. За наявності в конструкції трансформатора ФО додатково проводиться уточнений розрахунок розподілу температур за перерізом ФО. Розгляд цього питання проведено подібно до роботи [9]. Для розрахунку магнітного поля, індуктивностей, втрат використовується осесиметрична електромагнітна модель трансформатора у вигляді циліндричного феромагнітного паза із системою провідних кругових кілець [5].

Такими кільцями є окремі обмотки або їхні частини, зокрема, елементи ФО з кусково-постійним за висотою обмотки розподілом струмів. Струми в гілках відповідної електричної схеми заміщення, зокрема за висотою ФО, визначаються шляхом розв'язку комплексної системи рівнянь Кірхгофа з активними й індуктивними опорами. Для прикладу, розрахований [9] за вказаною методикою розподіл об'ємних втрат $q(z) = p(z)/v$ за висотою ФО НН трансформатора 1000 кВА у відносних одиницях до втрат у центрі обмотки показано на рис. 4, за віссю z розмір вказано в метрах. Спостерігається характерна концентрація втрат на краях обмотки.

Приймається, що розподіл втрат за висотою ФО є симетричним (рис. 4) і відповідає визначеній на першому етапі розрахунку середній температурі концентру.

У цьому випадку за виразом (5) визначаються сумарні (конвективні та випромінювальні) коефіцієнти тепловіддачі на поверхнях ФО з відповідними площами внутрішньої і зовнішньої поверхонь, частками втрат, координатою нульової лінії та ПТ на поверхнях:

$$\alpha_i = \frac{P}{\theta_i S_i} \frac{x_0}{a}, \quad \alpha_a = \frac{P}{\theta_a S_a} \frac{(a - x_0)}{a}. \quad (18)$$

Приймається, що на вертикальних поверхнях концентру відомі усереднені коефіцієнти тепловіддачі (18), а для торцевої поверхні концентру – наближене значення для умов природного повітряного охолодження з горизонтальної поверхні $\alpha_\tau = 7 \text{ Вт}/(\text{м}^2\text{К})$ [5].

Для розрахунку розподілу ПТ $\theta(x, z)$ за перерізом концентру ФО, подібно до [9], отримуємо крайову задачу у вигляді рівняння Пуассона:

$$\lambda_x \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \lambda_z \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} = -q_v(z) \quad (19)$$

з умовою симетрії на границі $z = 0$ та граничної умови тепловіддачі з торцевої поверхні обмотки на координаті $z = l$

$$\lambda_z \frac{\partial \theta}{\partial z} \Big|_{z=0} = 0, \quad \lambda_z \frac{\partial \theta}{\partial z} \Big|_{z=l} = -\alpha_\tau \theta \Big|_{z=l}. \quad (20)$$

Отримані з першого етапу розрахунку значення x_0 , α_i та α_a , а також відсутність на x_0 теплового обміну дають граничні умови за віссю x (при $a1 = x_0$ та $a2 = a - x_0$)

$$\begin{aligned} \lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=0} = \alpha_i \theta \Big|_{x=0}, \quad \lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=a1} = 0, \\ \lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0, \quad \lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=a2} = -\alpha_a \theta \Big|_{x=a2}. \end{aligned} \quad (21)$$

Для розв'язку задачі (19)–(21), як і в [9], застосовано метод розділення змінних із скінченним косинус-перетворенням Фур'є:

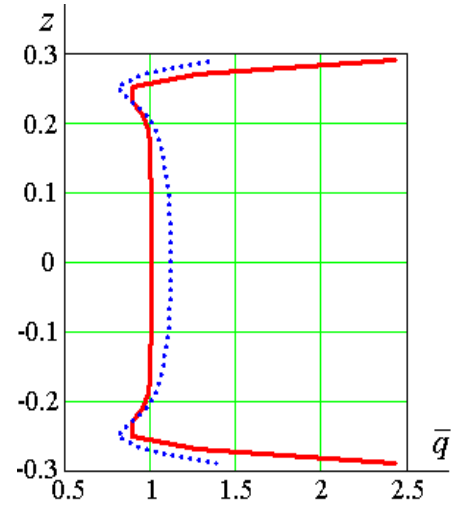


Рис. 4

$$\theta(x, z) = \sum_{n=1}^{\infty} \theta_n(x) \cos p_n z, \quad q_v(z) = \sum_{n=1}^{\infty} q_n \cos p_n z,$$

$$q_n = \frac{2p_n}{p_n l + 0,5 \sin 2p_n l} \int_0^l q(z) \cos p_n z dz. \quad (22)$$

Власні значення p_n є коренями трансцендентного рівняння $\operatorname{ctg} p_n l = p_n \lambda_z / \alpha_\tau$.

Коефіцієнти $\theta_n(x)$ зручно представити в такому виді:

$$\theta_n(x) = \begin{cases} \theta_i(x), & \text{при } x < a1 \\ \theta_a(x - a1), & \text{при } x \geq a1 \end{cases}, \quad v_n^2 = p_n^2 \lambda_z / \lambda_x \quad (23)$$

$$\theta_i(x) = \frac{q_n}{v_n^2 \lambda_x} \left(\frac{e^{v_n(x-2a1)} + e^{-v_n x}}{(f_{n,i} - 1)e^{-2v_n a1} - (f_{n,i} + 1)} + 1 \right), \quad f_{n,i} = \frac{\lambda_x v_n}{\alpha_i}, \quad (24)$$

$$\theta_a(x) = \frac{q_n}{v_n^2 \lambda_x} \left(\frac{e^{-v_n a2} (e^{v_n x} + e^{-v_n x})}{(f_{n,a} - 1)e^{-2v_n a2} - (f_{n,a} + 1)} + 1 \right), \quad f_{n,a} = \frac{\lambda_x v_n}{\alpha_a}. \quad (25)$$

Усереднення отриманого розв'язку прямим інтегруванням дає змогу аналітично визначити середнє перевищення температури ФО над ТОС:

$$\theta_m = (\theta_i + \theta_a) / 2, \quad (26)$$

$$\theta_i = \frac{1}{a1 \cdot l} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{q_n}{v_n^2 \lambda_x} \left(\frac{-e^{-2v_n a1} + 1}{((f_i - 1)e^{-2v_n a1} - (f_i + 1))v_n} + a1 \right) \frac{\sin p_n l}{p_n}, \quad (27)$$

$$\theta_a = \frac{1}{a2 \cdot l} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{q_n}{v_n^2 \lambda_x} \left(\frac{e^{-v_n a2} (e^{v_n a2} - e^{-v_n a2})}{((f_a - 1)e^{-2v_n a2} - (f_a + 1))v_n} + a2 \right) \frac{\sin p_n l}{p_n}. \quad (28)$$

Виконуючи з певним кроком розрахунок перевищення температури в точках z_i за висотою твірної найбільших температур, отримуємо значення перевищення ННТ ФО над ТОС:

$$\theta_{\text{ННТ}} = \max\{\theta(x_0, z_i)\}, \quad i = 1, 2, \dots \quad (29)$$

Використовуючи значення (26), (29), визначаємо $k_{\text{ННТ}}$:

$$k_{\text{ННТ}} = \theta_{\text{ННТ}} / \theta_m. \quad (30)$$

Приклад розрахунку трансформатора ТСЗЛ-2500/10 на основі заступної теплової схеми. Основні конструктивні параметри трансформатора такі. Висота, довжина та ширина кожуху: 1850, 2000, 1300 мм. Площа отворів знизу та зверху – по 1.66 м². Стрижень: висота 1480 мм, діаметр описаного кола 330 мм (без внутрішніх каналів). Шини двох концентрів НН розмірами 130×11.2 мм з лаковою ізоляцією 0.8, на дві сторони. Обмотка ВН намотана проводом 11.8×3.5 мм з товщиною виткової ізоляції 0.5 мм з коефіцієнтом теплопровідності 0.230 Вт/(мК). Товщина литої ізоляції ВН 10 мм, на дві сторони, з теплопровідністю 0.636 Вт/(мК). Втрати в стрижні та в концентрах (при 115 °С) наведено в табл. 3.

З використанням указаної раніше програми ТЛТ без та з урахуванням захисного кожуху розраховано перевищення над ТОС стрижня і концентрів обмоток – див. табл. 3, стовпці ТЛТ.

Проведені вимірювання під час типових теплових випробувань перевищення над ТОС середніх температур стрижня та обмоток досліджуваного трансформатора (з захисним кожухом) з достатньою для інженерної практики точністю відповідають результатам розрахунків. Зауважимо, що за наявності захисного кожуху за поправками [4, 5] температурні показники суттєво більші, ніж за його відсутності.

У таблиці також представлено результати CFD-моделювання досліджуваного трансформатора – стовпці *CFD*.

Таблиця 3

Параметри розрахунку	Одиниці	Стрижень		НН1		НН2		ВН	
Тип обмотки				Шина		Шина		Лита	
Втрати основні	Вт	888		1300		1412		2900	
Втрати додаткові	Вт	-		39		100		50	
Ефективна теплопровідність	Вт/(мК)	1.67		2.04		2.04		0.58	
Коефіцієнт випромінювання	в.о.	0.92		0.58		0.58		0.79	
ПТ над ТОС, <i>без кожуху</i> :		TLT	CFD	TLT	CFD	TLT	CFD	TLT	CFD
- на внутрішній поверхні	К	-	-	114.2	114.5	104.6	104.2	88.3	90.1
- на нульовій лінії	К	-	-	114.7	115.2	104.9	104.5	92.0	94.7
- на зовнішній поверхні	К	120.6	114.1	114.0	114.4	103.8	107.5	72.3	76.9
- середньої температури	К	120.6	123.7	114.6	110.2	104.6	100.0	86.8	87.8
- максимальної (ННТ)	К	132.6	142.2	148.2	142.6	135.4	126.5	111.9	101.8
ПТ над ТОС, <i>з кожухом</i> :		TLT	CFD	TLT	CFD	TLT	CFD	TLT	CFD
- середньої температури	К	127.8	129.5	117.9	116.4	107.9	106.3	87.1	95.7
- максимальної (ННТ)	К	139.8	148.6	151.5	149.9	138.7	134.8	112.2	111.8
Координата нульової лінії	в.о.	-	-	0.47	0.43	0.33	0.29	0.30	0.32
Коефіцієнт ННТ	в.о.	1.1	1.2	1.3	1.3	1.3	1.3	1.3	1.2

Верифікація теплового розрахунку трансформатора ТСЗЛ-2500/10 CFD-моделюванням. CFD-моделювання сухого трансформатора, подібно до трансформаторів з масляним охолодженням [5], дає змогу визначити температурне поле досліджуваного устаконування та поле швидкостей охолодного середовища, тобто значення температур і швидкостей у фіксований момент часу для всіх точок розрахункової моделі в усталеному тепловому режимі. Додатково проводиться обробка вказаних результатів і визначаються максимальні, середні температури тіл, температури на їхніх поверхнях для порівняння з результатами аналітичних розрахунків.

Для аналізу теплових процесів у трансформаторах з природним охолодженням засобами програмного забезпечення ANSYS FLUENT застосовуються відомі рівняння руху й неперервності охолодного середовища Нав'є-Стокса:

$$\nabla \cdot (\rho \vec{v}) = -\nabla P + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g}, \quad \bar{\tau} = \mu \left[(\nabla \vec{v} + \nabla \vec{v}^T) - \frac{2}{3} \nabla \cdot \vec{v} \hat{I} \right], \quad \nabla \cdot (\rho \vec{v}) = 0, \quad (31)$$

які доповнюються рівнянням збереження енергії $\nabla(-\lambda \nabla t) = Q_v - \rho C(\vec{v} \cdot \nabla t)$. У вказаних рівняннях позначено: t , P і \vec{v} – поля температур, тисків і швидкостей охолодного середовища; Q_v – об'ємна щільність джерел тепла; ρ – щільність, μ – динамічна в'язкість ($\mu = \nu \rho$, ν – кінематична в'язкість) і λ – теплопровідність повітря; \vec{g} – вектор прискорення вільного падіння; матриця \hat{I} визначає напрямки одиничних векторів обраної системи координат. Залежності параметрів повітря від температури можна віднайти, зокрема, в [10].

Проте для досліджень сухих трансформаторів вказаної системи рівнянь недостатньо, оскільки вони описують передачу тепла лише завдяки теплопровідності в областях стрижня, обмоток і конвекційного теплообміну їхніх поверхонь з охолодним середовищем. У сухих трансформаторах значна частка взаємного теплообміну тіл та оточуючого середовища відбувається завдяки радіаційному випромінюванню (за законом Стефана-Больцмана). Тому засобами використаного програмного забезпечення задано додаткові умови, які забезпечують урахування вказаного виду теплообміну. Такими параметрами є коефіцієнти повного нормального теплового випромінювання, які наведено в табл. 2.

Відповідно до реальної конструкції трансформатора сформовано чисельну плоскопаралельну CFD-модель, в якій у перерізі за поперечною віссю трансформатора (в сторону кожуха) урахувано стрижень МС, центри обмоток НН та ВН із раніш представленими конструктивними параметрами. Моделі стрижня та обмотки ВН прийнято ізотропними із

значеннями ефективних теплопровідностей за табл. 3. Додатково визначено осьову теплопровідність концентрів із шин значенням 3.4 (Вт/(мК)) . У моделі без кожуху зовнішні границі моделі визначено так, щоб результати моделювання в зоні обмоток не залежали від їхнього положення.

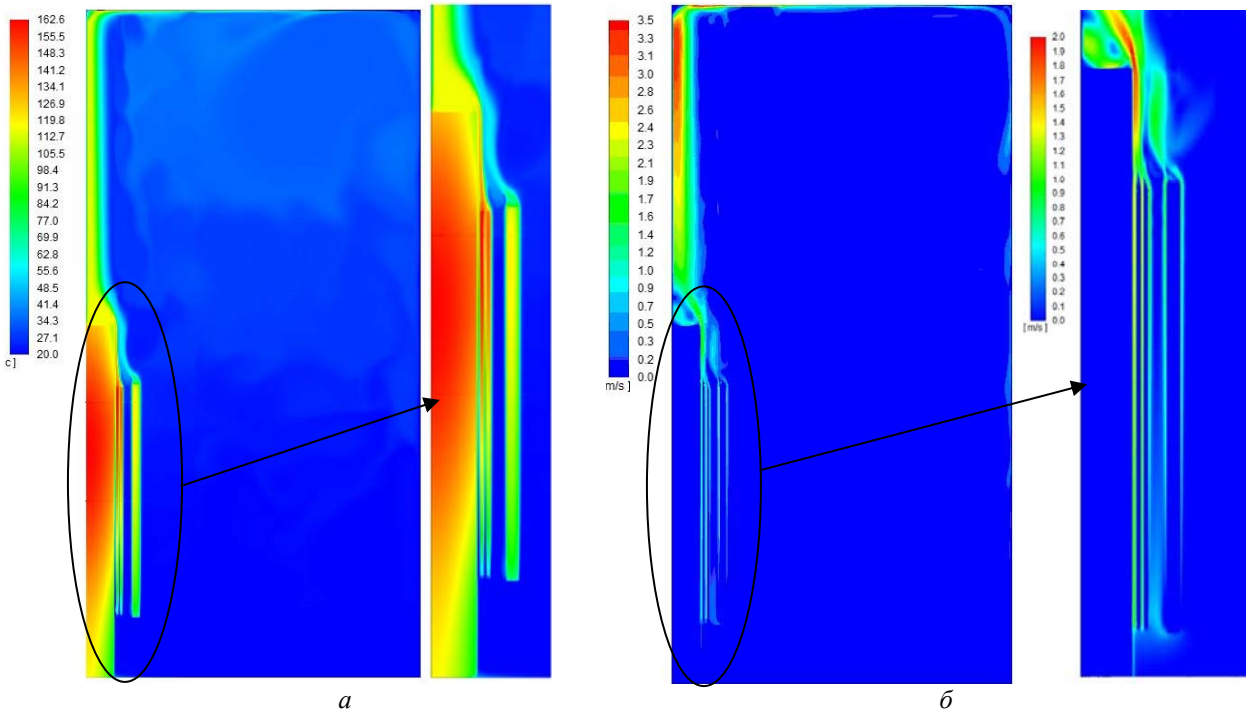


Рис. 5

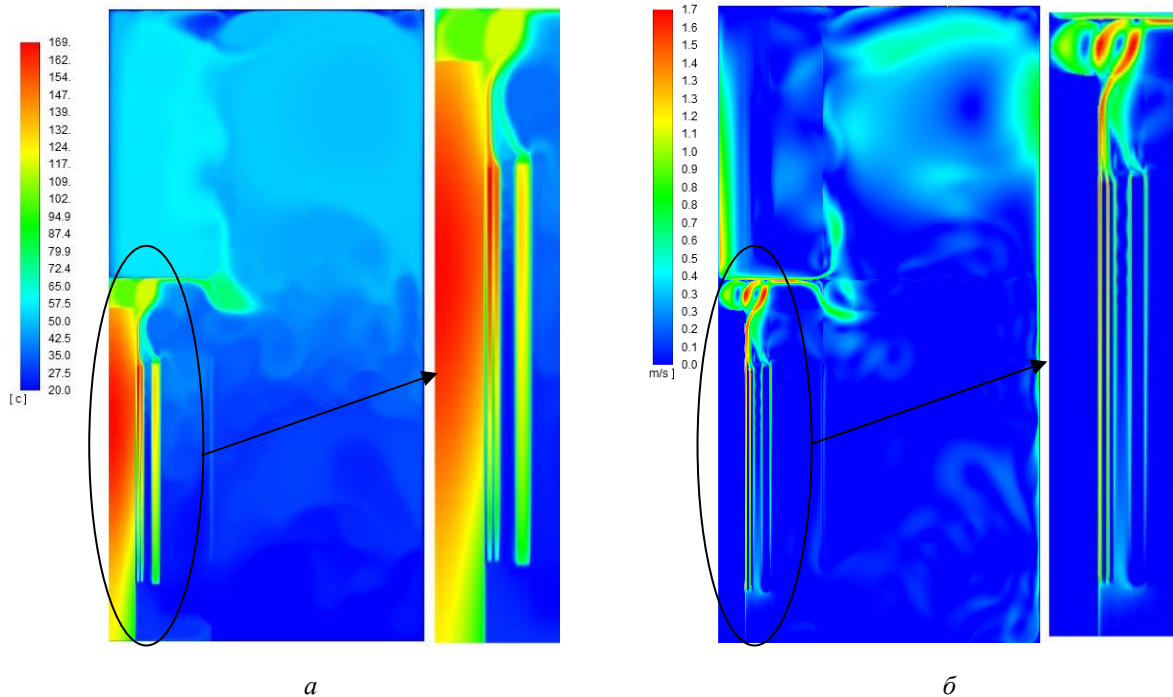


Рис. 6

На рис. 5 *a* та *б* показано розподіл температур ($^{\circ}\text{C}$) та швидкостей (м/с) відповідно у випадку трансформатора без кожуха. На кожному з рисунків із правої сторони представлено збільшеними виділені зони стрижня й обмоток. Отримані температури наведено в табл. 3 у значеннях перевищень над ТОС (20°C). Як і в разі аналітичного розрахунку, найбільш нагрітими є стрижень та центри обмотки НН. Швидкості охолодного повітря в каналах

між ними також є більшими порівняно з головним каналом між НН і ВН, а також за обмоткою ВН. Швидкість повітря в робочій області обмоток не перевищує 0.7 м/с.

Для врахування захисного кожуху використано модель з елементом, який імітує розміри його вентиляційних отворів. Поля температур і швидкостей у цьому випадку показано на рис. 6.

На рис. 7 зображено у відносних одиницях розподіл температур (лінії 1, 2) та швидкостей (лінії 3, 4) на рівні верхнього краю обмоток (суцільні лінії 1, 3) і на рівні середини висоти обмоток (пунктирні лінії 2, 4) розрахункової моделі з кожухом. Із графіків можна побачити певний перепад в температурах по висоті концентрів обмотки НН, в той час як в обмотці ВН розподіл температури по висоті обмотки майже рівномірний. Рух повітря в каналах стрижень-НН1-НН2 має виражено параболічну форму з одною вершиною, їхнє збільшення буде сприяти додатковому охолодженню стрижня та обмотки НН. Збільшення каналу НН2-ВН не має сенсу з погляду теплових процесів через відокремлений рух повітря біля кожної охолодної поверхні.

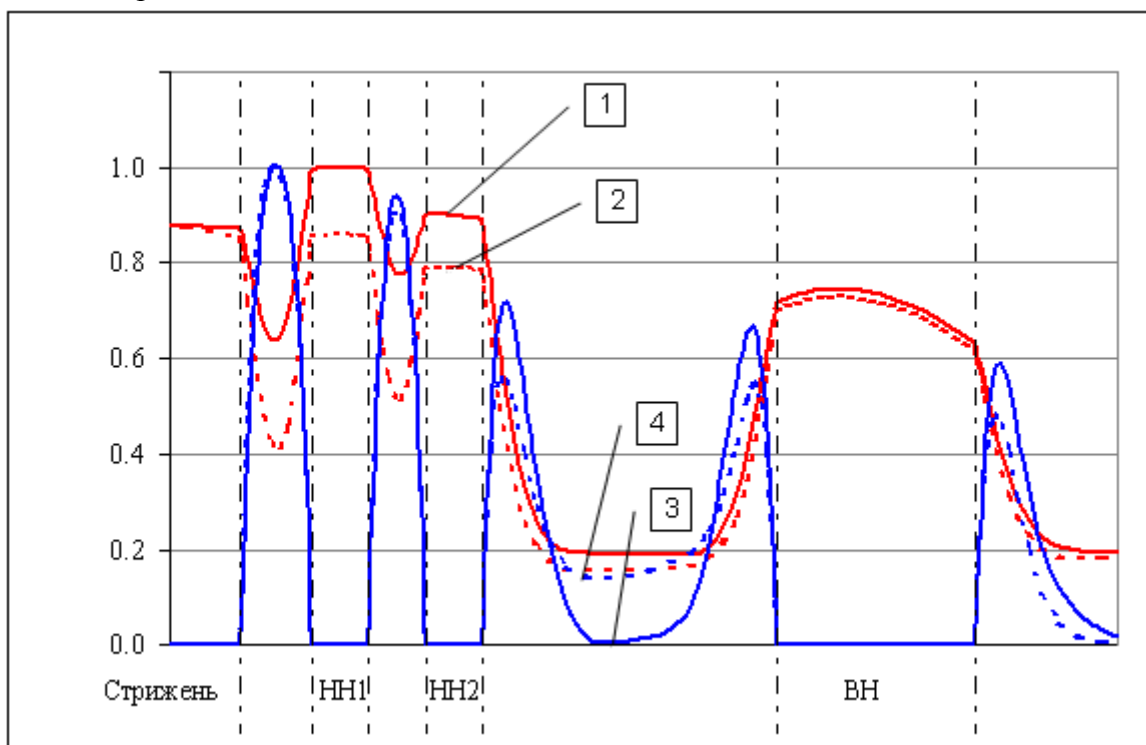


Рис. 7

Зіставлення не тільки середніх, а й локальних значень ПТ по поверхнях і по нейтральних лініях концентрів (табл. 3) свідчать про позитивний результат верифікації аналітичного розрахунку чисельним CFD-моделюванням. Також слід відмітити близькість величин перевищень температур і коефіцієнтів ННТ, які в разі аналітичного розрахунку визначено з використанням емпіричних залежностей [4, 5].

Приклад розрахунку розподілу температури в фольговій обмотці. Як об'єкт розглянуто ФО [5, 9] з алюмінієвої стрічки висотою 2×380 мм, завтовшки 1 мм, з внутрішнім (120 мм) і зовнішнім (146 мм) радіусами, теплопровідність алюмінію – 210 Вт/(м К). Ізоляцію виконано папером завтовшки 0.39 мм з теплопровідністю 0.148 Вт/(м К). Прийнято, що коефіцієнти тепловіддачі з поверхонь обмотки визначено в результаті розрахунку одновимірної теплової заступної схеми трансформатора і дорівнюють, для прикладу, відповідно 3.9 та 10.0 Вт/(м²К) на внутрішній та зовнішній поверхнях, координата нульової лінії дорівнює 0.3 в.о.

Розрахунок проведено для двох умов. Перший варіант – характер розподілу втрат за рис. 4. Другий варіант – за допущення, що сумарні втрати в обмотці дорівнюють втратам першого варіанту, але їхній розподіл за висотою обмотки рівномірний. Результати розподілу

ПТ над ТОС за висотою обмотки на поверхнях обмотки та на нульовій лінії показано на рис. 8, менші значення перевищень температури відносяться до зовнішньої поверхні обмотки, найбільші – до положення нульової лінії. Суцільними лініями показано розподіл температур для першого варіанту з нерівномірним розподілом втрат, пунктирними – для другого випадку. На рис. 9 показано відповідний двом варіантам розподіл ПТ над ТОС за шириною обмотка на рівні її середини. Суцільні лінії зі збільшеними значеннями температур корелюються з концентрацією втрат на торцях обмотки за рис. 4. Водночас ступінь нерівномірності температур значно менша внаслідок високої теплопровідності ФО в осьовому напрямку. Це, зокрема, визначає, що для ФО коефіцієнт $k_{ННТ}$ майже рівний одиниці.

Отриманий результат дає змогу підтвердити допустимість представлення ФО в одновимірній заступній схемі трансформатора у вигляді обмотки з рівномірним за її перерізом розподілом втрат. Водночас розроблений алгоритм забезпечує визначення локальних температур ФО на другому етапі аналітичного теплового розрахунку з урахуванням як значної теплової анізотропії, так і нерівномірного за її висотою розподілу втрат.

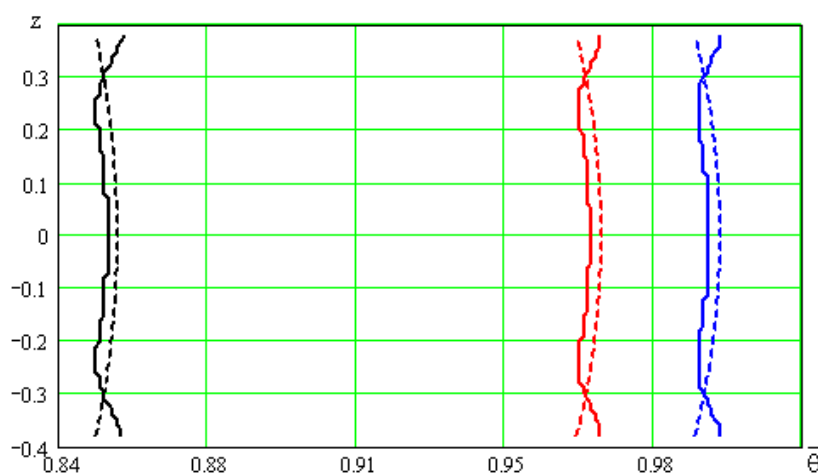


Рис. 8

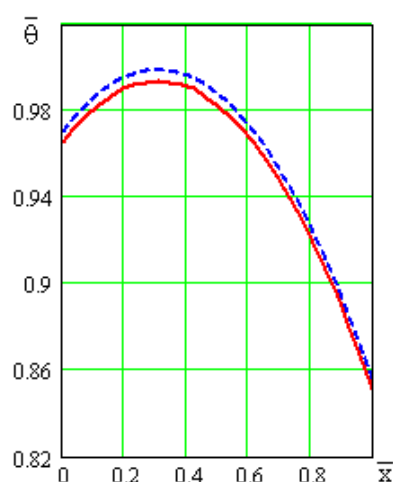


Рис. 9

Висновки. Розроблена методика теплового розрахунку сухих трансформаторів із циліндричними провідниковими з литою ізоляцією та з фольговими обмотками забезпечує визначення середніх температур стрижня й обмоток, а з використанням мінімального числа емпіричних коефіцієнтів – температур найбільш нагрітих точок, що необхідно і достатньо для успішного проектування устаткування.

Аналітичний характер методики надає їй переваги в разі виконання оптимізаційних розрахунків сухих трансформаторів у системах автоматизованого проектування.

Представлено основні підходи CFD-моделювання трансформаторів із циліндричними обмотками з природним повітряним охолодженням. На прикладі трансформатора типу ТСЗЛ-2500/10 отримано позитивний результат верифікації аналітичного розрахунку чисельним CFD-моделюванням.

1. Бики М.А. Проектирование силовых трансформаторов. Расчеты основных параметров. М.: Знак. 2013. 612 с.
2. Transformers Magazine. Special Edition: Dry-type Transformers, October 2021. URL: <https://transformers-magazine.com/magazine/special-edition-5/>
3. Lein P. Beitrag zur Erwärmungsberechnung von Trockentransformatoren mit axialen Kuhlkanalen. *Elektrie*. 1967. No 5. Pp. 189–192.
4. Сисуненко О.И., Гитин Ю.С., Боднар В.В., Иванков В.Ф., Барбарицкая М.С. Руководящий документ РД16 614–90. Трансформаторы силовые сухие с литой изоляцией. Тепловой расчет. Запорожье: ВИТ. 1990. 22 с.
5. Иванков В.Ф., Басова А.В., Хімюк І.В. Методи моделювання трансформаторів та реакторів. К.: Наш формат. 2017. 490 с. URL: https://previous.ied.org.ua/files/monograf2_2017.pdf
6. Rakhimpur E., Azizyan D. Analysis of temperature distribution in dry transformers with cast insulation. *Electr Eng* 89. 2007. Pp. 301–309. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00202-006-0008-4>

7. Eteiba M.B., Alzahab E.A., Shaker Y.O. Steady State Temperature Distribution of Cast-Resin Dry Type Transformer Based on New Thermal Model Using Finite Element Method. World Academy of Science, Engineering and Technology. *International Journal of Electrical and Computer Engineering*. 2010. Vol.4. No 2. Pp. 361–365. DOI: <https://doi.org/10.5281/zenodo.1078402>
8. Lu C., Sun H.G., Zheng Q., Liu Y.R., Chen J.S. Numerical Calculation of Dry-Type Transformer and Temperature Rise Analysis. *Advanced Materials Research*. August 2013. Volumes 753-755. Pp. 1025–1030. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.753-755.1025>
9. Іванков В.Ф., Басова А.В., Хімюк І.В. Analytical and CFD calculation of the thermal state of foil windings of oil-immersed distribution transformers. *Технічна електродинаміка*. 2020. № 6. С. 77–86. DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2020.06.077>
10. Киш Л. Нагрев и охлаждение трансформаторов. М.: Энергия. 1980. 208 с.

THERMAL CALCULATION OF DRY TRANSFORMERS WITH CAST INSULATION AND WITH FOIL WINDINGS

V.F. Ivankov, A.V. Basova

PrJSC «ZTR»,

Dniprovskoe shose, 3, Zaporizhia, 69600, Ukraine

The method of analytical thermal calculation of dry transformers with cylindrical conductors with cast insulation and foil windings is presented. The surface and volume averaged temperatures of the magnetic system core and the windings are determined from the one-dimensional non-linear substitute thermal circuit of the transformer. To clarify the temperature distribution across the cross-section of the anisotropic foil winding, the solution of the boundary value problem in the form of a two-dimensional Poisson equation with heat transfer coefficients calculated from the substitute scheme is used. Calculation example of a dry transformer with a capacity of 2500 kVA is given. Numerical CFD modeling was performed to verify the calculation results. Bibl. 10, fig. 9, tab. 3.

Keywords: dry transformers, heating, cast insulation, foil, analytical calculation, CFD-modeling.

1. Biki M.A. Design of power transformers. Calculations of the main parameters. М.: Знак, 2013. 612 p. (Rus)
2. Transformers Magazine. Special Edition: Dry-type Transformers, October 2021. URL: <https://transformers-magazine.com/magazine/special-edition-5/>
3. Lein P. Beitrag zur Erwärmungsberechnung von Trockentransformatoren mit axialen Kühlkanälen. *Elektrie*. 1967. No 5. Pp. 189–192.
4. Sisunen O.I., Gitin Yu.S., Bodnar V.V., Ivankov V.F., Barbaritskaya M.S.. Rukovodyashchiy. Guidance document RD16 614–90. Dry power transformers with cast insulation. Thermal calculation. Zaporozh'ye: VIT. 1990. 22 p. (Rus)
5. Ivankov V.F., Basova A.V., Khimyuk I.V. Methods of modeling transformers and reactors. К.: Nash format, 2017. 490 p. URL: https://previous.ied.org.ua/files/monograf2_2017.pdf (Ukr)
6. Rakhimpur E., Azizyan D. Analysis of temperature distribution in dry transformers with cast insulation. *Electr Eng* 89. 2007. Pp. 301–309. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00202-006-0008-4>
7. Eteiba M.B., Alzahab E.A., Shaker Y.O. Steady State Temperature Distribution of Cast-Resin Dry Type Transformer Based on New Thermal Model Using Finite Element Method. World Academy of Science, Engineering and Technology. *International Journal of Electrical and Computer Engineering*. 2010. Vol. 4. No 2. Pp. 361–365. DOI: <https://doi.org/10.5281/zenodo.1078402>
8. Lu C., Sun H.G., Zheng Q., Liu Y.R., Chen J.S. Numerical Calculation of Dry-Type Transformer and Temperature Rise Analysis. *Advanced Materials Research*. August 2013. Volumes 753-755. Pp. 1025–1030. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.753-755.1025>
9. Ivankov V.F., Basova A.V., Khimyuk I.V. Analytical and CFD calculation of the thermal state of foil windings of oil-immersed distribution transformers. *Tekhnichna elektrodynamika*. 2020. No 6. Pp. 77–86. (Ukr) DOI: <https://doi.org/10.15407/techmed2020.06.077>
10. Kish L. Heating and cooling of transformers. М.: Energiya. 1980. 208 p. (Rus)

Надійшла: 03.11.2023

Прийнята: 05.12.2023

Submitted: 03.11.2023

Accepted: 05.12.2023