

МОНІТОРИНГ, ДІАГНОСТИКА ТА КЕРУВАННЯ ЕНЕРГЕТИЧНИМИ ПРОЦЕСАМИ ТА ОБЛАДНАННЯМ

MONITORING, DIAGNOSTICS AND CONTROL OF ENERGY PROCESSES AND EQUIPMENT

УДК 621.314.1

DOI 10.20535/1813-5420.3.2024.314522

В.С. Бойко¹, д-р техн. наук, ORCID 0000-0003-1018-0642

О.В. Шкардун¹, аспірант, ORCID 0000-0001-7980-8114

Б.В. Линдюк¹, студент, ORCID 0009-0006-6343-6292

¹Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

ЗАЛЕЖНІСТЬ НАПРУГИ НА СИЛОВИХ ЕЛЕКТРИЧНИХ ВЕНТИЛЯХ КОМПЕНСАЦІЙНОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА ВІД ЧАСТОТИ ПЕРЕМІКАНЬ ТРАНЗИСТОРІВ КОМУТУЮЧОЇ ЛАНКИ

Дослідженнями перетворювачів електричної енергії компенсаційного типу, проведеними як авторами публікації, так і іншими науковцями, показують, що їх енергетичні характеристики і умови роботи силового обладнання залежать від комутуючої напруги. Досліджуваний трифазний мостовий компенсаційний перетворювач містить одну комутуючу ланку, яка складається з трифазної конденсаторної батареї та трифазної групи повністю керованих приладів. Останні є комутатором конденсаторної батареї, виконуючи функції перемикання конденсаторів таким чином, щоб забезпечити енергетичний процес перетворювача, при якому його реактивна енергія компенсується, чи генерується, у разі необхідності. При цьому змінюються і умови роботи силового обладнання перетворювача. Основним змістом дослідження є аналіз складових зворотної напруги силових електричних вентилів компенсаційної частини перетворювача та динаміки її зміни, при підвищеній частоті імпульсів керування транзисторами комутуючої ланки. Це потрібно при визначенні класу вентилів, у разі впровадження перетворювача за досліджуваною схемою у виробництво. Питання класу вентилів розглядається у контексті енергетичних можливостей перетворювача при регулюванні режиму його роботи згідно вимог технологічного процесу. В результаті отримані співвідношення для розрахунку максимального миттєвого значення зворотної напруги силових електричних вентилів у різних режимах роботи перетворювача. Узагальнений висновок показує, що на силових електричних вентилях компенсаційної частини перетворювача зворотна напруга не перевищує напругу на інших вентилях. Бібл. 11, рис. 12.

Ключові слова: конденсаторна батарея, комутатор, комутуюча напруга, електричний вентиль.

Вступ.

Досліджуваний трифазний мостовий компенсаційний перетворювач (схема, рис. 1) містить дві трифазні групи силових електричних вентилів. Одна з них, на схемі – анодна, працює у звичайному (некомпенсаційному) режимі. Умови роботи вентилів цієї групи, як і сам комутаційний процес, нічим не відрізняються від умов роботи вентилів трифазного мостового перетворювача за схемою Ларіонова, яка досить ґрунтовно досліджена.

Стосовно величини і форми напруги на силових електричних вентилях цієї схеми, у технічній літературі відмічається, що у проміжку часу, коли через вентиль проходить струм, напруга на ньому дорівнює прямому спаду напруги. Ця напруга значно менша тієї напруги, яка прикладена до вентиля у неспровідну частину періоду. Тому нею можна знехтувати.

У неспровідну частину періоду напруга на силових електричних вентилях створюється двома лінійними напругами вторинної обмотки перетворювального трансформатора, зміщених між собою за фазою на 60°. Якщо знехтувати протяжністю комутаційного процесу, то зворотна напруга на вентилях буде створюватися лише складовими зазначених напруг. Якщо протяжність комутаційного процесу урахувати, то на зазначені вище складові зворотної напруги накладуться напруги комутаційні.

Принадно звернімо увагу, що це не те ж саме, що і комутуюча напруга. Остання створюється складовими струму навантаження, що проходять через конденсатори комутуючої ланки. Досліджуваний трифазний мостовий компенсаційний перетворювач містить одну комутуючу ланку, яка складається з трифазної конденсаторної батареї та трифазної групи повністю керованих приладів.

У дослідженні прийнято, що перетворювач підімкнений до стандартної симетричної трифазної системи прямого чергування фаз:

$$\begin{aligned} e_A &= E_m \sin(\vartheta + \pi/6 + \psi); \\ e_B &= E_m \sin(\vartheta - \pi/2 + \psi); \\ e_C &= E_m \sin(\vartheta + 5\pi/6 + \psi), \end{aligned} \quad (1)$$

де E_m - амплітуда вторинної фазної ЕРС перетворювального трансформатора; ϑ – поточна змінна; ψ – початкова фаза напруги при включенні вентиля.

Струм комутації вентилів анодної групи досліджуваного перетворювача змінюється відповідно до виразу $i_k = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_\gamma} (1 - \cos \vartheta)$. Такій закономірності зміни струму комутації відповідає комутаційна напруга

$$u_x = x_\gamma \frac{di_k}{d\vartheta} = 0.5\sqrt{3}E_m \sin \vartheta, \text{ або її нормований вираз } u_{x*} = 0.5 \sin \vartheta.$$

За формою ця напруга близька до трикутної, а її найбільше значення приходить на кінець процесу комутації при $\vartheta = \gamma$: $u_{x*\max} = 0.5 \sin \gamma$.

Трифазна група силових електричних вентилів катодної частини досліджуваного перетворювача працюють у компенсаційному режимі. Вони забезпечують перетворювачу енергоефективний режим енергозабезпечення технологічних споживачів постійного струму. Зазначений енергетичний режим досягається за рахунок комплектації перетворювача комутуючою ланкою. Таке технічне рішення захищене патентом України на корисну модель [1].

Виходячи із закономірності зміни струму комутації вентилів катодної частини перетворювача [3], нормований вираз комутаційної напруги запишеться так:

$$u_{x*} = \frac{1}{2(\omega_{0*}^2 - 1)} [-\sin(\vartheta - \alpha) + \omega_{0*} \cos \alpha \cdot \sin \omega_{0*} \vartheta - \sin \alpha \cdot \cos \omega_{0*} \vartheta].$$

Як показує аналіз, ця напруга фактично є частиною синусоїдної функції із частотою ω_{0*} в межах протяжності комутаційного процесу. Тому форма цієї напруги відрізняється від трикутної.

Викладене ілюструє рис. 2. У фазній напрузі присутні чотири комутаційні «піки», тобто чотири комутаційні напруги, положення і протяжність яких відповідають інтервалу комутації струму силовими електричними вентилями анодної і катодної частин перетворювача.

Комутація струму силовими електричними вентилями катодної частини (компенсаційної) перетворювача відбувається в межах додатної напівхвилі фазної напруги, а вентилями анодної групи – у межах від'ємної.

Що важливо. Момент початку комутації струму силовими електричними вентилями анодної групи не змінюється при зміні режиму роботи перетворювача. Стосовно силових електричних вентилів катодної групи ситуація інша. При зміні режиму роботи перетворювача (зміні струму навантаження, зміні ємності фази комутуючих конденсаторів, зміні кута керування транзисторами комутуючої ланки) змінюється величина випереджаючого кута регулювання. Відповідно змінюється момент початку комутації струму силовими електричними вентилями катодної частини перетворювача. Він стає «плаваючим».

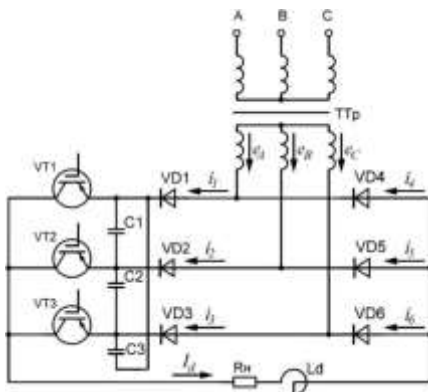


Рисунок 1 – Схема трифазного мостового

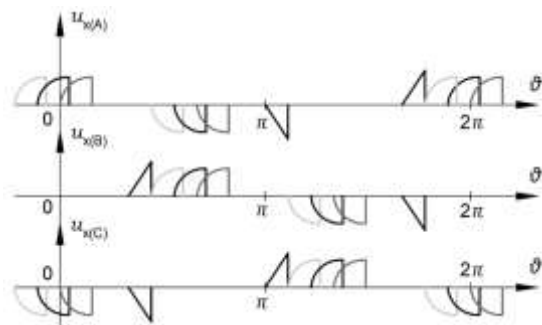


Рисунок 2 – Комутаційна напруга фаз вторинної

компенсаційного перетворювача

обмотки трансформатора

Перетворювач за досліджуваною схемою має підвищені енергетичні характеристики. Тому подібні роботи ведуться у далекому [2,3] і у близькому зарубіжжі, та в Україні [4,5,6].

Мета роботи. Отримати дані щодо особливостей експлуатації силових електричних вентилів трифазного мостового компенсаційного перетворювача та співвідношення для вибору класу вентилів, відповідно до вимог технологічного процесу, за умови, що частота імпульсів керування транзисторами комутуючої ланки підвищена, порівняно з частотою напруги мережі живлення.

Результати досліджень. Оскільки мережа є стандартною симетричною трифазною системою прямого чергування фаз (1), послідовність вступу в роботу силових електричних вентилів катодної (компенсаційної) частини перетворювача електричної енергії за схемою рис. 1 буде такою: VD1 → VD2 → VD3. Якщо знехтувати реактивним опором кола змінного струму, а комутаційний процес вважати миттєвим, то кожний силовий електричний вентиль катодної частини перетворювача вступатиме в роботу один раз за період і буде працювати протягом третини періоду. Послідовність вступу в роботу транзисторів комутуючої ланки і протяжність роботи залежать від частоти їх перемикавання. Як впливає з мети роботи, основним завданням даної публікації якраз і є дослідження зворотної напруги на силових електричних вентилях катодної групи, які працюють у компенсаційному режимі, залежно від частоти перемикавання транзисторів комутуючої ланки.

1. Подвоєна частота перемикавання транзисторів комутуючої ланки. Відповідно до чергування гармонік різних порядків, послідовність вступу в роботу транзисторів комутуючої ланки має бути зворотною: VT1 → VT3 → VT2. Однак, як показують дослідження, величина і форма комутуючої напруги залежить не тільки від зазначеного вище, а й від моменту подачі імпульсів керування на транзистори. Виходить, що дослідження величини і форми зворотної напруги силових електричних вентилів компенсаційної частини перетворювача потребує розгляду декількох режимів.

Режим 1. Момент включення в роботу транзистора VT1 збігається з моментом вступу в роботу силового електричного вентиля VD1. Позначимо через $\Delta\psi$ величину зсуву між цими моментами. Відповідно, досліджуваному режиму відповідає умова $\Delta\psi = 0$. Докладне дослідження комутуючої напруги при відсутності зсуву між моментами вступу в роботу силового електричного вентиля VD1 та транзистора комутуючої ланки VT1 опубліковано авторами даної статті у [11].

Використовуючи схему рис. 1 та наведений вище алгоритм комутації вентилів та транзисторів комутуючої ланки, є можливість розраховувати криві струму фаз конденсаторної батареї. При цьому ураховано, що зміна стану досліджуваної системи відбувається через шосту частину періоду ($\pi/3$). На першому інтервалі, коли працюють силовий електричний вентиль VD1 і транзистор VT1, струм через фазу конденсаторної батареї C1 не проходить.

Після включення в роботу транзистора VT3 через фазу C1 конденсаторної батареї проходить третина випрямленого струму перетворювача I_d . Такий же струм проходить і через фазу C2 конденсаторної батареї. Через фазу C3 проходить дві третини випрямленого струму перетворювача, причому його напрям протилежний до того, який у дослідження прийнято за додатний.

Знаючи закономірність струму фази конденсаторної батареї на окремих інтервалах періоду, розрахуємо комутуючу напругу, використовуючи співвідношення:

$$u_c = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} i_c d\vartheta + u_c(0) \quad (2)$$

Кількість інтервалів кривої комутуючої напруги така ж, як і кількість інтервалів кривої струму:

$$\text{I інтервал: } i_c = 0, \quad 0 \leq \vartheta \leq \pi/3; \quad u_{c(1)} = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} i_c d\vartheta + u_c(0) = u_c(0) = u_{c(1)k};$$

$$\text{II інтервал: } i_c = I_d/3, \quad 0 \leq \vartheta \leq \pi/3; \quad u_{c(2)} = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} \frac{I_d}{3} d\vartheta + u_{c(1)k} = \frac{I_d}{3\omega C} \vartheta + u_c(0).$$

$$\text{В кінці інтервалу при } \vartheta = \pi/3, \quad u_{c(2)k} = \frac{I_d}{18fC} + u_c(0).$$

$$\text{III інтервал: } i_c = 0, \quad 0 \leq \vartheta \leq \pi/3; \quad u_{c(3)} = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} i_c d\vartheta + u_{c(2)k} = \frac{I_d}{18fC} + u_c(0) = u_{c(3)k};$$

$$\text{IV інтервал: } i_c = -2I_d/3, \quad 0 \leq \vartheta \leq \pi/3; \quad u_{c(4)} = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} \left(-\frac{2I_d}{3}\right) d\vartheta + u_{c(3)k} = -\frac{2I_d}{3\omega C} \vartheta + \frac{I_d}{18fC} + u_c(0).$$

$$\text{В кінці інтервалу при } \vartheta = \pi/3, \quad u_{c(4)k} = -\frac{I_d}{18fC} + u_c(0).$$

V інтервал: $i_c = 0, \quad 0 \leq \vartheta \leq \pi/3$; $u_{C(5)} = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} i_c d\vartheta + u_{C(4)k} = -\frac{I_d}{18fC} + u_c(0) = u_{C(5)k}$.

VI інтервал: $i_c = I_d/3, \quad 0 \leq \vartheta \leq \pi/3$; $u_{C(6)} = \frac{1}{\omega C} \int_0^{\vartheta} \frac{I_d}{3} d\vartheta + u_{C(5)k} = \frac{I_d}{3\omega C} \vartheta - \frac{I_d}{18fC} + u_c(0)$.

В кінці інтервалу при $\vartheta = \pi/3$, $u_{C(6)k} = u_c(0)$.

Початкове значення кривої комутуючої напруги $u_c(0)$ розрахуємо, виходячи з того, що середнє значення кривої $u_c(\vartheta)$ на періоді дорівнює нулю: $u_c(0) = 0$. (3)

Ураховуючи останнє, отримаємо остаточні вирази закономірності зміни комутуючої напруги на окремих інтервалах періоду.

Результати такого аналізу протягом періоду основної частоти представлені графічно на рис. 3. Як бачимо, струми фаз конденсаторної батареї однакові за формою і величиною, та мають зсув за фазою на третину періоду основної частоти, як і у будь-якій трифазній системі прямого чергування фаз. Усі криві побудовані за умови, що ємність фази конденсаторної батареї і струм навантаження перетворювача однакові в усіх режимах роботи.

Динаміка зміни величини і форми комутуючої напруги при зміні зсуву $\Delta\psi$ між початком вступу в роботу силового електричного вентиля та транзистора комутуючої ланки однойменних фаз, за даними [7], представлена на рис. 4.

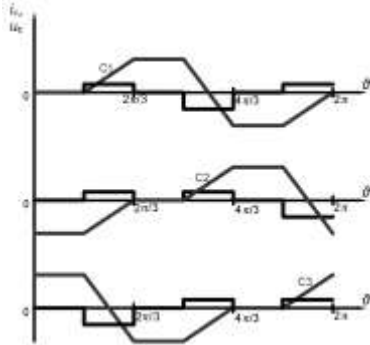


Рисунок 3 - Струм і напруга фаз конденсаторної батареї у режимі 1

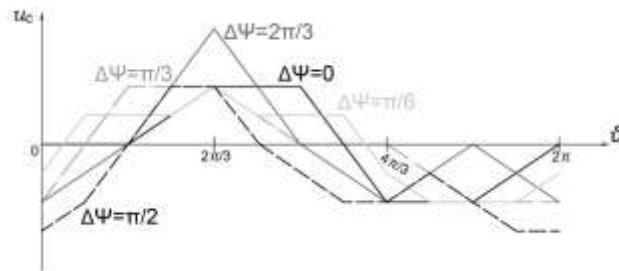


Рисунок 4 - Динаміка зміни комутуючої напруги при зміні зсуву $\Delta\psi$ від 0 до $2\pi/3$

Викладене містить обставини, важливі для дослідження основної мети публікації. Вони полягають у тому, що навіть при збігу моментів вступу в роботу силового електричного вентиля і транзистора комутуючої ланки однієї і тієї ж фази, на комутуючих конденсаторах є напруга, максимальне значення якої

$$u_{C\max} = I_d / 18fC \quad (4)$$

Крива напруги комутуючих конденсаторів має ділянки з нульовим значенням. Якщо зсув $\Delta\psi$, який є затримкою вступу в роботу транзистора комутуючої ланки, збільшується, то крива комутуючої напруги змінює свою форму. В інтервалі зміни $\Delta\psi = 0 \dots \pi/3$ спостерігається зменшення протяжності інтервалу з нульовим значенням комутуючої напруги (при $\Delta\psi = \pi/3$ він зникає повністю), але максимальне значення цієї напруги не змінюється і розраховується за (4). В інтервалі зміни $\Delta\psi = \pi/3 \dots 2\pi/3$ змінюється не лише форма кривої комутуючої напруги, а й її величина. Вона збільшується. При $\Delta\psi = 2\pi/3$ її максимальне значення удвічі більше від розрахованого за (4).

Скориставшись даними щодо закономірності зміни комутуючої напруги у режимі 1 (рис. 3), побудуємо криву зворотної напруги силового електричного вентиля VD1. Нехай першим вступив в роботу зазначений вентиль. Поки він працює, напруги на ньому немає. Після виходу цього вентиля з роботи, включається вентиль VD2. На вентилі VD1 з'являється напруга і рівняння контуру, що проходить через зазначені вентиля, буде таким:

$$e_A - e_B = u_{VD1(1)} + u_{C1} \quad (5)$$

Відповідно напруга на силовому електричному вентилі VD1 в інтервалі провідності вентиля VD2:

$$u_{VD1(1)} = e_{AB} - u_{C1} \quad (6)$$

Після виходу з роботи силового електричного вентиля VD2 включається вентиль VD3 і напругу на силовому електричному вентилі VD1 в інтервалі провідності вентиля VD3 розрахуємо наступним чином:

$$e_A - e_C = u_{VD1(2)} - u_{C3} \rightarrow u_{VD1(2)} = e_{AC} + u_{C3} \quad (7)$$

На рис. 5 відповідно до (6) та (7) побудована крива зворотної напруги на силовому електричному вентилі VD1 у режимі 1, та показані складові цієї напруги.

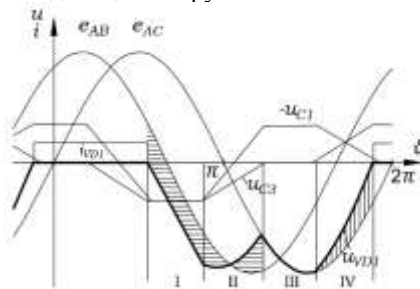


Рисунок 5– Зворотна напруга на силовому електричному вентилі катодної частини перетворювача у режимі 1

Як бачимо, побудована крива має чотири інтервали з різною закономірністю зміни миттєвого значення. Така кількість ділянок обумовлена тим, що в інтервалі роботи силового електричного вентиля VD2 напруга на конденсаторі C1 має два інтервали з різною закономірністю зміни. Така ж ситуація і в інтервалі роботи силового електричного вентиля VD3, оскільки напруга на конденсаторі C3 також має два інтервали з різною закономірністю зміни. Найбільше миттєве значення напруги u_{VD1} приходить на ділянку III і, як бачимо, дорівнює амплітуді лінійної напруги вторинної обмотки перетворювального трансформатора.

Режим 2. Момент включення в роботу транзистора VT1 має затримку відносно моменту вступу в роботу силового електричного вентиля VD1 на величину до $\pi/3$.

Динаміку зміни комутуючої напруги трифазного мостового компенсаційного перетворювача у режимі миттєвої комутації при подвоєній частоті імпульсів керування транзисторами комутуючої ланки ілюструє рис. 4.

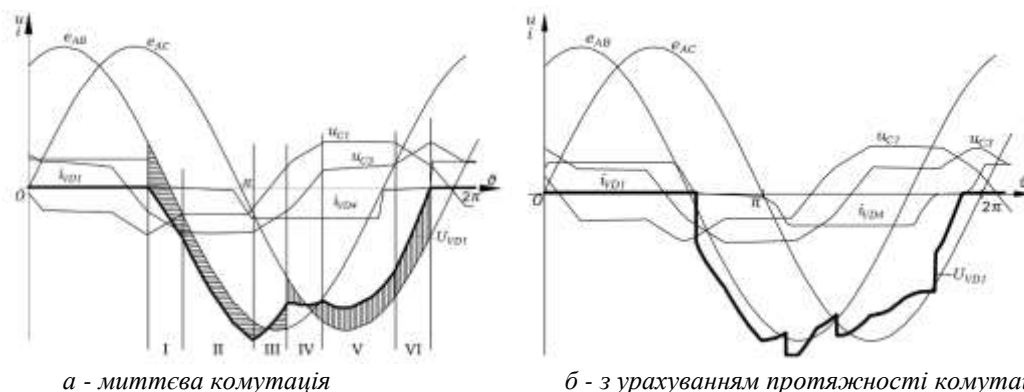
Характерною особливістю цієї сукупності кривих комутуючої напруги є те, що деякі з них мають ділянки з нульовим значенням та не є симетричними відносно осі абсцис. Дослідження впливу величини і форми комутуючої напруги на вибір класу силового електричного вентиля показало, що максимальне миттєве значення кривої зворотної напруги на вентилі знаходиться в межах ділянки II.

На рис. 6,а побудована крива зворотної напруги на силовому електричному вентилі VD1 якраз у такому режимі роботи перетворювача, та показані складові цієї напруги. При побудові використані співвідношення (6), (7) і криві рис. 4. Як бачимо, крива зворотної напруги має шість ділянок. Це пояснюється тим, що в інтервалі роботи силового електричного вентиля VD2 напруга на конденсаторі C1 має три інтервали з різною закономірністю зміни. Така ж ситуація і в інтервалі роботи силового електричного вентиля VD3, оскільки напруга на конденсаторі C3 також має три інтервали з різною закономірністю зміни.

Максимальне миттєве значення зворотної напруги силових електричних вентилів катодної частини перетворювача збігається з кінцем ділянки II, тож його нормоване числове значення за відомих характеристик робочого режиму розраховується наступним чином:

$$u_{VD1max} = \sin(4\pi / 3 + \Delta\psi) - 0.5 \cdot \sin \alpha \quad (8)$$

Урахування протяжності комутаційного процесу змінює форму кривої зворотної напруги силових електричних вентилів. Дану обставину ілюструє рис. 6,б. Але і за цих умов найбільше значення кривої u_{VD1} можна розраховувати за співвідношенням (8).



а - миттєва комутація

б - з урахуванням протяжності комутації

Рисунок 6 – Зворотна напруга на силовому електричному вентилі катодної частини перетворювача у режимі 2

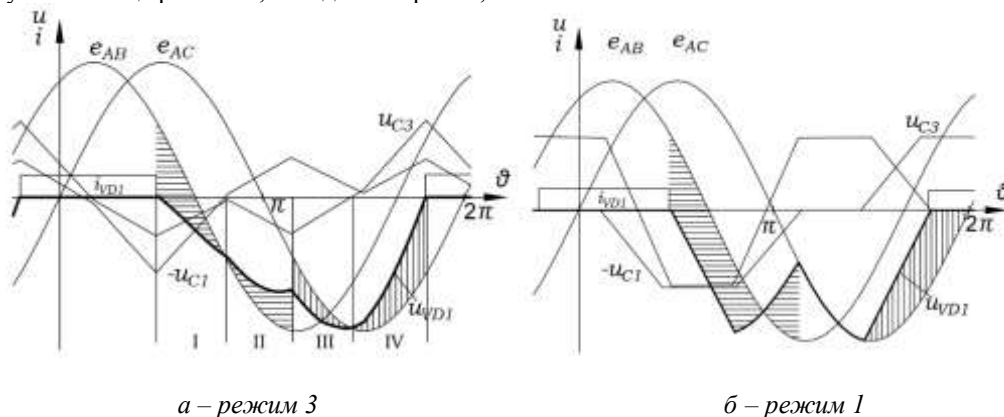
Оскільки у режимах 1 та 2 максимальна величина комутуючої напруги однакова і найменша, то при подвоєній частоті перемикання транзисторів комутуючої ланки та за однакових показників технологічного процесу, перетворювач має найменший випереджаючий кут регулювання α .

Режим 3. Момент включення в роботу транзистора VT1 має затримку відносно моменту вступу в роботу силового електричного вентиля VD1 на величину від $\pi/3$ до $2\pi/3$.

Характерною особливістю електромагнітного процесу перетворювача при регулюванні транзисторів комутуючої ланки у зазначеному інтервалі, є те, що збільшення затримки від $\pi/3$ до $2\pi/3$ супроводжується ростом комутуючої напруги. Це, в свою чергу, призводить до росту випереджаючого кута регулювання α та зміни форми зворотної напруги на силових електричних вентилях катодної групи. На рис. 7,а відповідно до (6) та (7) побудована крива зворотної напруги на силовому електричному вентилі VD1 у режимі 3, та показані складові цієї напруги. Побудова відповідає режиму найбільшої затримки подачі імпульсу керування на транзистори комутуючої ланки, тобто $\Delta\psi = 2\pi/3$. Крива має чотири інтервали з різною закономірністю зміни миттєвого значення. Така кількість ділянок обумовлена тим, що в інтервалі роботи силового електричного вентиля VD2 напруга на конденсаторі C1 має два інтервали з різною закономірністю зміни. Така ж ситуація і в інтервалі роботи силового електричного вентиля VD3, оскільки напруга на конденсаторі C3 також має два інтервали з різною закономірністю зміни. Найбільше миттєве значення напруги u_{VD1} приходить на ділянку III і, як бачимо, дорівнює амплітуді лінійної напруги вторинної обмотки перетворювального трансформатора.

Якщо аналіз кривої зворотної напруги на силових електричних вентилях катодної частини перетворювача об'єднати з аналізом його енергетичних можливостей, то слід відмітити, що у режимі найбільшої затримки подачі імпульсу керування на транзистори комутуючої ланки, перетворювач має найбільший випереджаючий кут регулювання α і генерує найбільші обсяги реактивної енергії. Але це не означає, що ефективність використання конденсаторів комутуючої ланки є найбільш високою.

Такий же енергетичний ефект можна отримати, якщо у режимі 1 удвічі зменшити ємність фази комутуючих конденсаторів, при незмінних усіх інших показниках технологічного процесу. Це і буде найбільш ефективний енергетичний процес. Крива зворотної напруги на силових електричних вентилях катодної частини перетворювача у цьому процесі, побудована за тими ж показниками, що і у досліджуваних вище режимах, наведена на рис. 7,б.



а – режим 3

б – режим 1

Рисунок 7– Зворотна напруга на силовому електричному вентилі катодної частини перетворювача у режимі максимальної генерації реактивної енергії

Як бачимо, досягнення найбільш ефективного енергетичного процесу досліджуваного перетворювача не призводить до перенавантаження силових електричних вентилів. Максимальне значення кривої зворотної напруги не перевищує амплітуду лінійної напруги вторинної обмотки перетворювального трансформатора.

2. Чотирикратна частота перемикання транзисторів комутуючої ланки.

Відповідно до чергування гармонік різних порядків, послідовність вступу в роботу транзисторів комутуючої ланки при чотирикратній частоті має бути прямою: VT1 → VT2 → VT3.

Ураховуючи особливості схеми рис. 1 та наведений вище алгоритм комутації силових електричних вентилів і транзисторів комутуючої ланки, зміна стану досліджуваної системи відбувається через дванадцятку частину періоду ($\pi/6$).

Знаючи закономірність струму фази конденсаторної батареї на окремих інтервалах періоду, розрахуємо комутуючу напругу, використовуючи співвідношення (2). Розрахунки подібні до попередніх випадків, кількість інтервалів кривої комутуючої напруги така ж, як і кількість інтервалів кривої струму. Результати аналізу, криві струму усіх фаз та комутуючої напруги при відсутності затримки моменту подачі

імпульсів керування на транзистори комутуючої ланки ($\Delta\psi = 0$), побудовані на рис. 8. На рис.9 для цього ж випадку побудована крива зворотної напруги на силовому електричному вентилі VD1.

Характерною особливістю кривих комутуючої напруги є те, що вони не є симетричними відносно осі абсцис, і мають різне максимальне додатне та від'ємне значення. Дослідження впливу величини і форми комутуючої напруги на вибір класу силового електричного вентиля показало, що максимальне миттєве значення кривої зворотної напруги на вентилі знаходиться в межах ділянки VI, яка має протяжність $\pi/6$ (рис. 9). У режимі миттєвої комутації найбільше нормоване значення кривої зворотної напруги збігається з моментом максимального значення лінійної ЕРС e_{AC} вторинної обмотки перетворювального трансформатора і розраховується як:

$$u_{VD1max} = \sin(3\pi/2) - 0.25 \cdot \sin \alpha \quad (9)$$

Якщо, згідно вимог технологічного процесу, потрібно здійснити його регулювання, така можливість у перетворювача є. Для цього потрібно збільшувати час затримки подачі імпульсів керування на транзистори комутуючої ланки. При цьому дещо змінюється форма кривої комутуючої напруги і її величина. Що ж стосується величини зворотної напруги на вентилях катодної частини, то її максимальне значення можна розраховувати за співвідношенням (9), не зважаючи на те, що вона дещо змінюється за формою. Викладене ілюструє рис. 10.

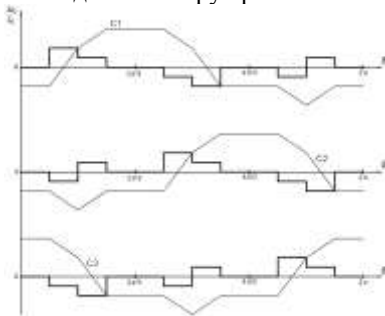


Рисунок 8 – Струм і напруга фаз конденсаторної батареї при чотирикратній частоті імпульсів керування

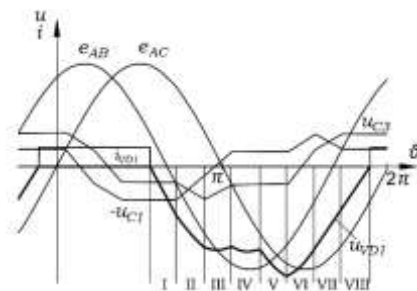
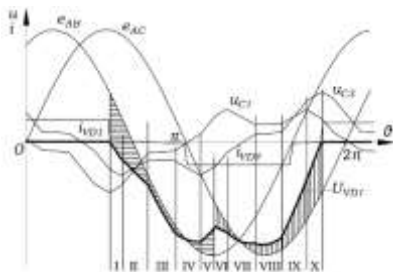
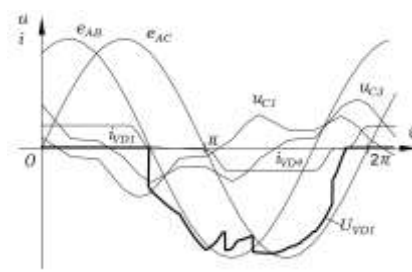


Рис. 9 –Зворотна напруга на вентилі VD1 при $\Delta\psi = 0$ і чотирикратній частоті імпульсів керування



а - миттєва комутація
Рисунок 10 - Зворотна напруга на силовому електричному вентилі катодної частини перетворювача у режимі 2



б - з урахуванням протяжності комутації

Як впливає з рис. 10, урахування протяжності комутаційного процесу змінює форму кривої зворотної напруги силових електричних вентилів, але і за цих умов найбільше значення кривої u_{VD1} можна розраховувати за співвідношенням (9).

3. Більш високі частоти перемикання транзисторів комутуючої ланки.

Не вдаючись до детального розгляду дослідження, оскільки його методика залишається незмінною для усіх частот імпульсів керування транзисторами комутуючої ланки, на рис. 11 наведено побудову кривих струму і напруги фаз конденсаторної батареї при восьмикратній частоті. А на рис. 12 представлені криві комутуючої напруги фази конденсаторної батареї C1 при чотирикратній, восьмикратній, шістнадцятикратній та тридцятидвократній частоті.

З останнього рисунка видно, що комутуюча напруга, при збільшенні частоти суттєво форму не змінює, але відбувається більш плавний перехід між інтервалами ϑ , адже при збільшенні частоти імпульсів керування, величина інтервалу зменшується. Також, можна відмітити, що при восьмикратній частоті імпульсів керування, напруга на конденсаторній батареї C1 має більше значення, порівняно з іншими частотами імпульсів керування, при однаковій ємності конденсаторної батареї в усіх випадках.

А дослідження кривих напруги u_{VD1} показують, що при більш високих частотах регулювання транзисторів комутуючої ланки, максимальне значення зворотної напруги силових електричних вентилів катодної частини перетворювача дорівнює лінійній напрузі вторинної обмотки перетворювального трансформатора.

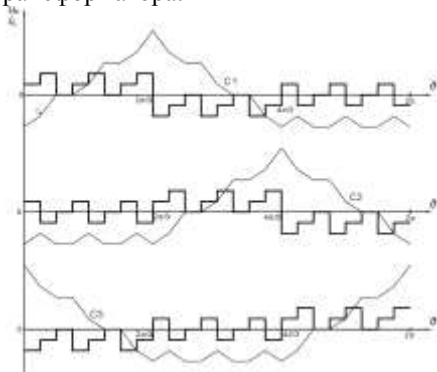


Рисунок 11 – Струм і напруга фаз конденсаторної конденсаторної батареї при восьмикратній частоті імпульсів керування

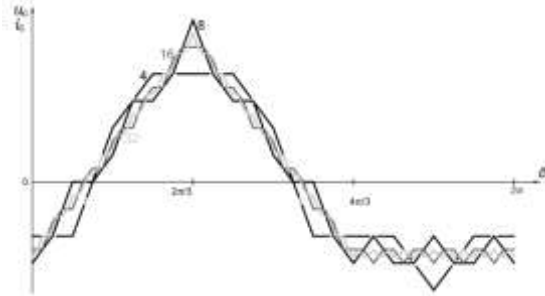


Рисунок 12 – Комутуюча напруга фази C1 батареї при підвищеній частоті імпульсів керування транзисторами

Висновки.

Проведені дослідження підтверджують факт залежності величини і форми зворотної напруги на силових електричних вентилях катодної (компенсаційної) групи від режиму роботи перетворювача, а саме від умов перезаряду конденсаторної батареї. Основними факторами цього є зсув за фазою між моментом вступу в роботу діодів компенсаційної частини перетворювача і транзисторів та частота імпульсів керування останніми.

При збільшенні частоти імпульсів керування транзисторами комутуючої ланки, крива комутуючої напруги стає більш плавною за рахунок зменшення протяжності інтервалів перезаряду конденсаторів, а її максимальне додатне значення збільшується. Тож забезпечення ефективного енергетичного процесу перетворювача досягається узгодженням вибору ємності фази комутуючих конденсаторів та інтервалом затримки подачі імпульсу керування на транзистори комутуючої ланки відносно моменту вступу в роботу силового електричного вентиля.

Узагальнений висновок стосовно умов роботи електричних вентилів полягає у тому, що в компенсаційних перетворювачах нового покоління, до яких відноситься досліджуваний трифазний мостовий компенсаційний перетворювач, максимальне значення зворотної напруги на силових електричних вентилів компенсаційної частини не перевищує напругу на інших вентилях.

Список використаної літератури

1. Бойко В.С. Трифазний мостовий компенсаційний перетворювач. Патент України на корисну модель № 142864, 2020.
2. David Trainer, Alvaston (GB); Ruchira Withanage, Stafford (GB); Robert Whitehouse, Stafford (GB); Andrew Cross, Great Haywood (GB). Multilevel voltage source converter. Patent No.: US 8,879,291 B2, 2014.
3. Gan Wei; Ji Hongchao; Yang Xingwu. A three-phase PWM rectifier with reactive power compensation function. 2014 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC), 30 March 2015. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/APPEEC.2014.7066073>.
4. Butkevych O., Chyzenko O., Popovych O., Trach I., Golovan I. A study of transitional modes of the electric network with the powerful electromechanical load and FACTS. IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS), 2019, p. 261-266, <http://dx.doi.org/10.1109/ESS.2019.8764223>.
5. Chyzenko O.I., Trach I.V. An impact of changes in the inductance of distributions network on the modes and parameters of equipment of thyristor compensator of reactive power. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 4. Pp. 48-54. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.04.048>.
6. Буткевич О.Ф., Чиженко О.І., Попович О.М., Трач І.В., Вплив FACTS на режим електричної мережі за прямого пуску потужної асинхронної машини у складі комплексного навантаження. *Технічна електродинаміка*. 2018. №6. С. 62-68.
7. Бойко, В. і Шкардун, О. 2023. Умови перезаряду конденсаторів комутуючої ланки трифазного мостового компенсаційного перетворювача. *Технічна електродинаміка*. 3 (Квіт.2023),013. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2023.03.013>.

V. Boiko¹, Dr. Sc. (Eng.), ORCID 0000-0003-1018-0642
O. Shkardun¹, Ph. D. student, ORCID 0000-0001-7980-8114
B. Linduk¹, student, ORCID 0009-0006-6343-6292

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

DEPENDENCE OF THE VOLTAGE ON THE POWER ELECTRIC DIODES OF THE COMPENSATION CONVERTER ON THE FREQUENCY OF THE TRANSISTOR REVERSALS OF THE COMMUTATING LINK

Studies of compensation-type electrical energy converters, conducted both by the authors of the publication and by other scientists, show that their energy characteristics and operating conditions of power equipment depend on commutating voltages. The tested three-phase bridge compensation converter contains one commutating link consisting of a three-phase capacitor battery and a three-phase group of fully controlled devices. The latter are a capacitor bank switch, performing the functions of switching capacitors in such a way as to ensure the energy process of the converter, in which its reactive energy is compensated, or generated, if necessary. At the same time, the operating conditions of the power equipment of the converter also change. The main content of the study is the analysis of the components of the reverse voltage of the power electric diodes of the compensation part of the converter and the dynamics of its change at an increased frequency of control pulses of the transistors of the commutating link. This is required when determining the class of diodes in the case of introducing a converter according to the scheme under study into production. The question of the class of diodes is considered in the context of the energy capabilities of the converter when regulating the operating mode according to the requirements of the technological process. The results of the research relate to the control of transistors of the commutating link by pulses of double, quadruple and eightfold frequency. As a result, relationships were obtained for calculating the maximum instantaneous value of the reverse voltage of electric power diodes in various operating modes of the converter. The ranges of the delay in the moment of supply of control pulses to the transistors of the commutating link are revealed. The generalized conclusion shows that on the electric power diodes of the compensation part of the converter, the reverse voltage does not exceed the voltage on other valves. Refer. 11, fig. 12.

Keywords: capacitor battery, commutating, commutating voltage, electric diod.

References

1. Boiko V.S. Three-phase bridge compensation converter: Patent UA for utility model № 142864, 2020. (Ukr).
2. David Trainer, Alvaston (GB); Ruchira Withanage, Stafford (GB); Robert Whitehouse, Stafford (GB); Andrew Cross, Great Haywood (GB). Multilevel voltage source converter. Patent No.: US 8,879,291 B2, 2014.
3. Gan Wei; Ji Hongchao; Yang Xingwu. A three-phase PWM rectifier with reactive power compensation function. 2014 IEEE PES Asia-Pacific *Power and Energy Engineering Conference (APPEEC)*, 30 March 2015. DOI: <http://dx.doi.org/10.1109/APPEEC.2014.7066073>.
4. Butkevych O., Chyzhenko O., Popovych O., Trach I., Golovan I. A study of transitional modes of the electric network with the powerful electromechanical load and FACTS. IEEE 6th International Conference on Energy Smart Systems (ESS), 2019, p. p. 261-266, <http://dx.doi.org/10.1109/ESS.2019.8764223>. (Ukr).
5. Chyzhenko O.I., Trach I.V. An impact of changes in the inductance of distributions network on the modes and parameters of equipment of thyristor compensator of reactive power. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 4. Pp. 48-54. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.04.048>.
6. Butkevych O.F., Chizhenko O.I., Popovych O.M., Trach I.V., Influence of FACTS on the electric network mode during direct start of a powerful asynchronous machine as part of a complex load. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2018. No 6. pp. 62-68.
7. Boyko, V. and Shkardun, O. 2023. Conditions for recharging the capacitors of the commutating device of a three-phase bridge compensation converter. *Technical electrodynamics*. 3 (Apr.2023),013. DOI:<https://doi.org/10.15407/techned2023.03>

Надійшла: 14.11.2023

Received: 14.11.2023

АНАЛІЗ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ МОЖЛИВОСТЕЙ ІМПУЛЬСНИХ РЕГУЛЯТОРІВ ЗМІННОЇ НАПРУГИ ЗІ СПІЛЬНИМ ВУЗЛОМ КОМУТАЦІЇ ВЕНТИЛЬНИХ КЛЮЧІВ

При оптимізації енергетичних показників і експлуатаційних характеристик імпульсних перетворювачів напруги особливої уваги вимагають методи комутації вентильних кіл без додаткових втрат, комутаційних струмів короткого замикання і перенапруг.

У цій статті проведений огляд і аналіз функціональних можливостей імпульсних перетворювачів у силовій структурі яких використаний спільний вузол комутації для кількох кіл, що підлягають перемикаючому. Враховуючи особливості побудови силових схем, розглянуті перетворювачі поділено на дві групи – з мостовими ключами і матричними. На прикладі однофазного регулятора змінної напруги показано принципи роботи спільного вузла комутації тиристорів вхідного мосту, який закладено в основу комутаційного процесу в інших перетворювачах різного призначення.

Аналіз силових схем однофазних перетворювачів обох типів показав, що при використанні спільного вузла комутації вони набувають додаткових корисних властивостей, зокрема підвищується швидкість регулювання напруги з кількістю рівнів, більшою ніж число пар тиристорів; за наявності у структурі перетворювача вольтоподатного трансформатора (ВДТ) створюється можливість запобігти появі перенапруг.

Особливо доцільним є використання спільного вузла комутації в однофазних широкодіапазонних регуляторах напруги, силова структура яких зазвичай побудована на трансформаторах, що працюють і на основній і на підвищених частотах. Через подвійне перетворення енергії такі пристрої мають підвищену кількість комутуваних вентилей, тому спільний вузол комутації суттєво покращує їх експлуатаційні показники і дозволяє: регулювати вихідну напругу частотно-імпульсним і широтно-імпульсними способами в діапазоні $0 - 1 U_{ВХ}$ з високими показниками якості напруги; реверсувати вихідну напругу відносно напруги мережі; об'єднати в одному блоці функції модулятора (інвертора) і демодулятора.

Дослідження трифазних варіантів мостових і матричних перетворювачів зі спільним вузлом комутації висвітлює, що використання саме такої силових структур пристрою є ефективним заходом для симетрування напруг при підключенні однофазного навантаження до трифазної мережі; для швидкодіючого переключення резервних мереж в агрегатах безперебійного електроживлення; для безпосереднього перетворення частоти з можливістю регулювання напруги і реактивної потужності.

Ключові слова: імпульсний перетворювач, тиристорно-діодний ключ, мостовий ключ, штучна комутація, вузол комутації, комутуючий тиристор, розподільчі діоди, резервоване живлення.

Вступ

Широке впровадження сучасних технологій у промислове виробництво в багатьох випадках зумовлює необхідність перетворення параметрів електроенергії, виробленої електростанціями. Підключення до електромереж споживачів з нелінійними, несиметричними, нестационарними параметрами, а також зі швидкозмінним графіком споживання струму негативно впливає на функціонування систем електропостачання, оскільки погіршує якість електроенергії та підвищує рівень кондуктивних завад. Це знижує ефективність використання електрообладнання, а в деяких випадках унеможливує паралельне підключення до мережі різнотипних споживачів (електромагнітна сумісність). Значна частина електроприймачів не може нормально функціонувати при суттєвих відхиленнях напруги мережі, наявності вищих гармонік у нарузі та струмі системи електропостачання, тому такі електроприймачі комплектуються напівпровідниковими регуляторами та стабілізаторами напруги або струму, від роботи яких багато в чому залежить ефективність електроспоживання. На даний момент найбільш енергоефективними вважаються імпульсні перетворювачі змінної напруги, в яких перетворення параметрів електроенергії здійснюється в основному за допомогою напівпровідникових діодно-тиристорних ключових (імпульсних) схем.

Їх широко використовують для регулювання, стабілізації, зміни форми і частоти напруги, а також як адаптери для узгодження параметрів мережі електроживлення з вимогами навантаження. Раціональна

побудова імпульсних перетворювачів можлива на стадіях проектування і наладки, якість і достовірність яких в значній мірі залежать від наявності об'єктно-орієнтованого математичного апарату, імітаційного моделювання і практичних знань, накопичених у цій області.

В Інституті електродинаміки НАН України протягом багатьох років проводяться роботи по вивченню електромагнітних процесів і енергетичних характеристик імпульсних перетворювачів змінної напруги, зокрема регуляторів і стабілізаторів, з метою підвищення їх техніко-економічних показників і розробки перспективних структур з вентильними комутаторами. Матеріал даної статті ґрунтується на доробках фахівців Інституту електродинаміки, втілених у дослідних зразках перетворювачів і випробуваних у лабораторних та виробничих умовах.

Однофазні і трифазні імпульсні перетворювачі змінної напруги будують на основі тиристорів з природною або штучною комутацією. Спільна їх перевага – висока надійність внаслідок високої переважувальної спроможності та великого коефіцієнту підсилення кола управління тиристорами, а також можливість побудови перетворювачів з урахуванням великих потужностей навантаження. Спільними недоліками тиристорних перетворювачів є проблеми з комутацією тиристорів [1,2]. Незважаючи на певні однакові властивості, перетворювачі з природною комутацією тиристорів (ППКТ) і зі штучною комутацією тиристорів (ПШКТ) мають суттєві відмінності. Так, ППКТ можуть працювати тільки у режимі фазового і низькочастотного (нижче частоти мережі) управління, причому за фазового управління у випадках активного і активно-індуктивного навантаження неминуче відставання за фазою струму мережі від напруги мережі, що приводить до низького вхідного коефіцієнту потужності перетворювача. Крім того, у разі активно-індуктивного навантаження вони мають зону нечутливості до управління, яка дорівнює куту зсуву фаз між напругою і струмом мережі. ППКТ не потребують систем скидання накопиченої енергії.

У багатьох випадках забезпечити необхідну споживачеві форму вихідної напруги перетворювача і пов'язані з нею характеристики можливо тільки шляхом штучної комутації тиристорів.

ПШКТ порівняно з ППКТ потребують спеціальних заходів для скиду енергії, яка накопичується у колі навантаження і ланках штучної комутації, але мають більшу швидкодію, вищий коефіцієнт вхідної потужності, кращу якість вихідної напруги. Через наявність у силовій частині вузлів штучної комутації таким перетворювачам притаманні підвищені маса, габарити і вартість. За великої кількості комутуваних кіл окреслені недоліки можна зменшити шляхом побудови перетворювальної схеми зі спільним вузлом комутації для декількох кіл.

Мета і завдання

Визначити функціональні можливості імпульсних одно-і трифазних перетворювачів змінної напруги найбільш поширених різновидів – на мостових ключах і матричних – при удосконаленні їх силовій схеми шляхом побудови спільного вузла штучної комутації тиристорів усіх (за можливості) або частини вентильних ключів.

Матеріал і результати досліджень

Перетворювач на мостових ключах. На рис 1 показано схему регулятора змінної напруги зі спільним вузлом штучної комутації, який дозволяє регулювати напругу шляхом перемикавання навантаження з одного відводу трансформатора на інший, причому число кіл, що перемикаються, нічим не обмежене [3].

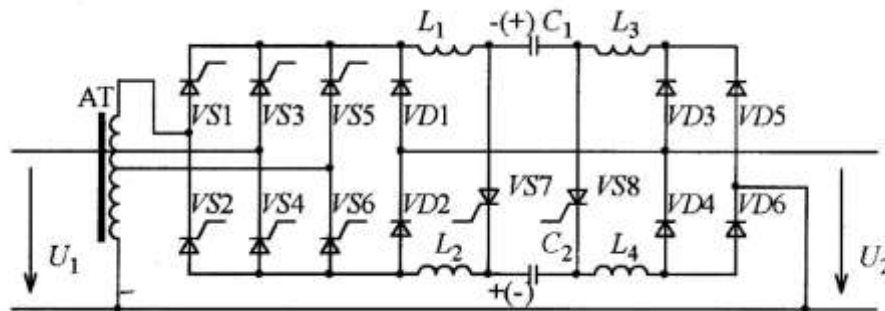


Рисунок 1 – Схема регулятора змінної напруги з мережевим автотрансформатором

Пристрій має таку структуру: мережевий автотрансформатор (АТ), вхідний тиристорно-діодний міст ($VS1 - VS6, VD1, VD2$), силовий $VS7$ і комутуючий $VS8$ тиристори, комутуючі конденсатори (C_1, C_2), комутуючі дроселі ($L_1 - L_4$), вихідний діодний міст ($VD3 - VD6$).

Перетворювач працює наступним чином. У робочому інтервалі часу ввімкнені одна з трьох пар тиристорів вхідного мосту, наприклад, $VS1, VS2$ і силовий тиристор $VS7$, який проводить струм навантаження. У вихідній напрузі u_2 регулятора формується імпульс у вигляді відрізка синусоїди вхідної напруги u_1 . Одночасно комутуючі конденсатори перезаряджаються через діоди вихідного мосту, комутуючі

дроселі $L_3 - L_4$ і ввімкнений тиристор $VS7$ до напруги, яка дещо нижче за подвійну напругу мережі з полярністю, вказаною без дужок.

Внаслідок перезаряду конденсаторів вузол комутації готовий до вимкнення силового тиристора $VS7$, через який проходить струм навантаження. У кінці робочого інтервалу вмикається комутуючий тиристор $VS8$, до силового тиристора $VS7$ прикладена зворотна для нього напруга конденсаторів, і він швидко відновлює запірну здатність. Тиристор $VS8$ замикає накоротко діодний міст, і у вихідній напрузі перетворювача формується пауза. Під час паузи конденсатори C_1, C_2 перезаряджаються через працюючий тиристор $VS8$, комутуючі дроселі L_1, L_2 і діоди $VD1, VD2$; напруга на конденсаторах набуває полярності, яку показано на рис. 1 у дужках. У кінці паузи знову вмикається силовий тиристор $VS7$ і одна з пар тиристорів вхідного мосту. Комутуючий тиристор $VS8$, вимикається, конденсатори перезаряджаються через силовий тиристор і діоди вихідного моста. Процес повторюється. Від того, яка пара тиристорів вхідного мосту вмикається і на який час, залежить форма і значення основної гармоніки вихідної напруги, а також спосіб регулювання - вузько-або широкодіапазонний.

При побудові вузькодіапазонного регулятора-стабілізатора з метою підвищення якості вхідного струму і вихідної напруги перетворювача використовують вольтододатні трансформатори (ВДТ) з однією або декількома первинними обмотками [4]. В останньому випадку схема набуває більшу кількість ступенів (рівнів) регулювання, що дозволяє підвищити точність та якість регулювання вихідної напруги, особливо за наявності двох трансформаторів. Приклад такої схеми показано на рис. 2, де використання спільного вузла комутації дозволяє виконувати швидкодіюче (період мережі) регулювання напруги з кількістю станів (рівнів) більшою, ніж число пар силових тиристорів. Крім того, виникає можливість здійснювати коротке замикання первинної обмотки ВДТ з метою запобігання появі на ній небезпечних перенапруг у паузі напруги. Шляхом підключення додаткових пар тиристорів можна забезпечити реверсне (узгоджене або зустрічне) вмикання обмоток ВДТ і здійснювати регулювання вгору-вниз від напруги мережі.

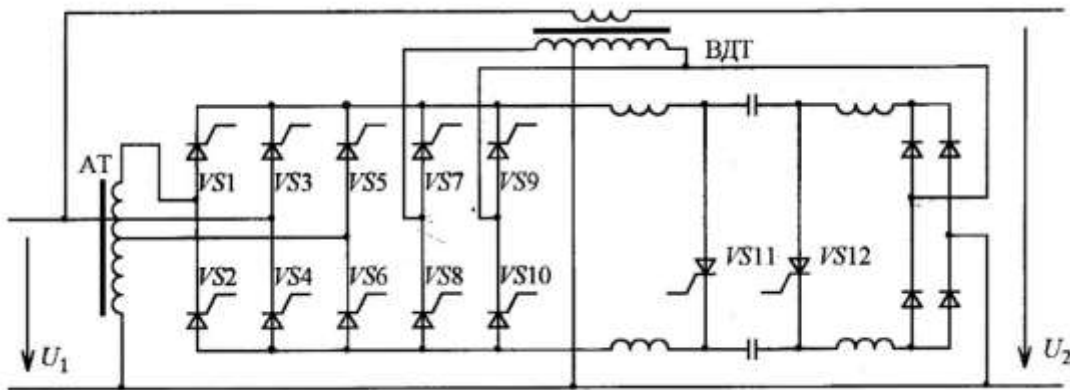


Рисунок 2 – Схема регулятора напруги з вольтододатним трансформатором

Найбільш переважними структурами перетворювачів є ті, що дозволяють змінювати рівень вихідної напруги у широкому діапазоні вгору і вниз від номінального значення з високою точністю і малими спотвореннями. Такі системи, як правило, вимагають використання трансформаторів, що дає можливість сполучати в одному пристрої і широке і вузькодіапазонне регулювання [5]. Трансформатори працюють як на основній, так і на підвищених частотах. При використанні трансформаторів на підвищеній частоті знижується маса і габарити пристрою, але збільшується кількість напівпровідникових елементів для подвійного перетворення енергії; відповідно збільшуються втрати енергії і вартість перетворювача.

На рис. 3 показано схему однофазного перетворювача, в якому вказаний недолік мінімізовано шляхом об'єднання в одному блоці функцій модулятора (інвертора) і демодулятора [6].

Перетворювач зі схемою на рис.3 складається з чотирьох мостових діодно-тиристорних ключів $VS1 - VS4$ змінного струму з комутуючими дроселями та конденсаторами і автотрансформатора, що працює на підвищеній частоті. Навантаження $Z1, Z2$ підключені між середньою точкою обмотки автотрансформатора і різними затискачами джерела живлення для ілюстрації можливостей перетворювача. На рис. 4 показано діаграми напруг на крайніх затискачах автотрансформатора u_1 і на навантаженнях u_{21} та u_{22} при живленні перетворювача змінною напругою ($U_1 = 100\text{В}$). Як видно з діаграм, вихідну напругу можна регулювати і частотно-імпульсним, і широтно-імпульсним способами у двох взаємно доповнюючих зонах у діапазоні напруг $U_{21} = (0.5 - 1)U_1$ і $U_{22} = (0 - 0.5)U_1$.

В обох випадках отримуємо вузькодіапазонне регулювання, при цьому показники якості вихідної напруги вдвічі вище, ніж за глибокого регулювання у діапазоні $(0 - 1)U_1$

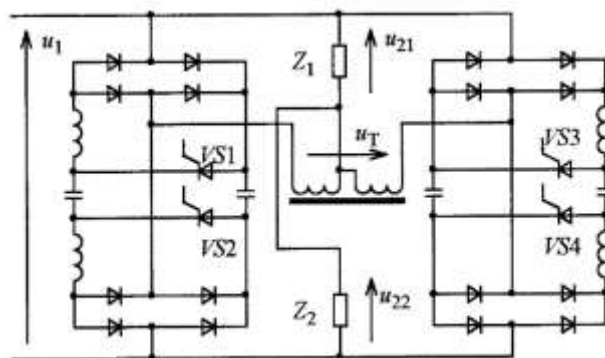


Рисунок 3 – Мостовий перетворювач зі суміщенням функцій модулятора і демодулятора в одному блоці

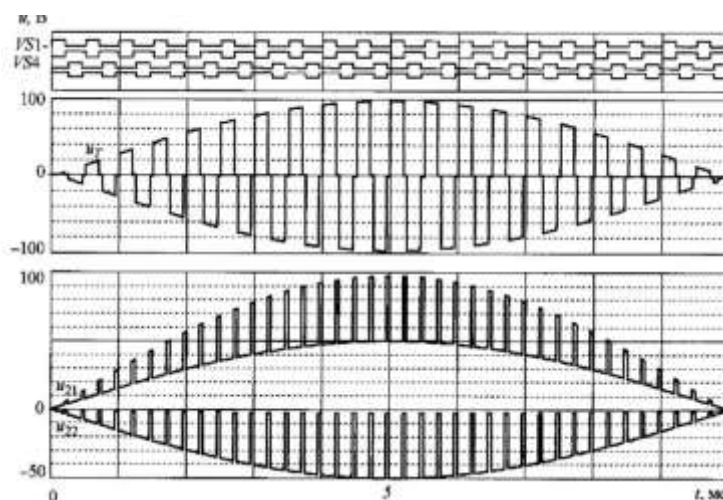


Рисунок 4 – Діаграми напруг перетворювача на рис. 3

Функціональні можливості перетворювача на рис. 3 можна суттєво розширити, якщо в ньому автотрансформатор замінити на трансформатор з двома обмотками, а в два мостових ключі додати дві пари діодів (рис.5).

Перетворювач на рис. 5 дозволяє змінювати коефіцієнт трансформації як у сторону зменшення, так і збільшення в залежності від вимог споживача.

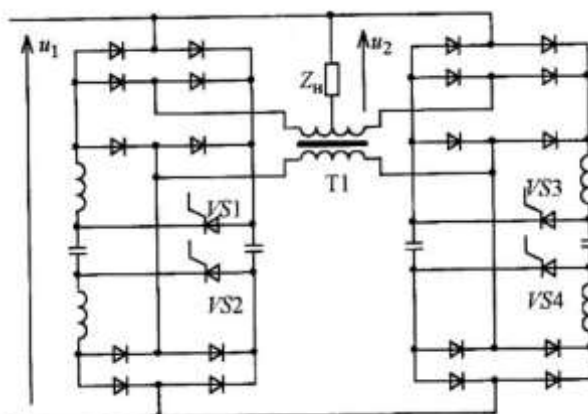


Рисунок 5 – Мостовий перетворювач з додатковими діодами

У схемах перетворювачів на рис. 6 і рис. 7 за допомогою додаткових пар тиристорів розширена можливість реверсування вольтодобавки (рис.6) і зміни зони регулювання (рис. 7). Наприклад, якщо в регуляторі на рис. 6 за постійно увімкнених тиристорів VS5, VS6 і VS11, VS12 напруги вторинних напівобмоток вольтодобавки віднімаються з напруги мережі, то за постійно ввімкнених протилежних

парах тиристорів ці напруги будуть додаватися. У режимах широкодіапазонного регулювання додаткові тиристори дозволяють реверсувати вихідну напругу відносно напруги мережі.

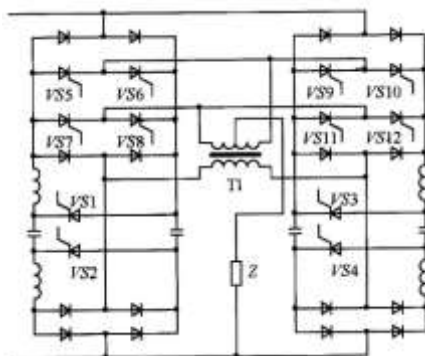


Рисунок 6 – Однофазний перетворювач з реверсуванням вольтодобавки

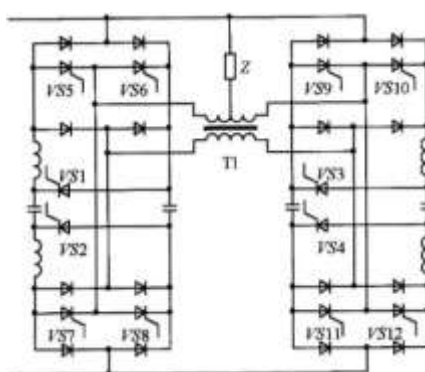


Рисунок 7 – Однофазний перетворювач зі зміною зони регулювання

На рис. 8 показано трифазний варіант вузькодіапазонного регулятора, в якому робочий інтервал забезпечується замиканням у зірку первинної обмотки трансформатора за допомогою одного з тиристорних трифазних мостів. У паузу замикається накоротко вихідний діодний міст. Вузол комутації працює як описано вище.

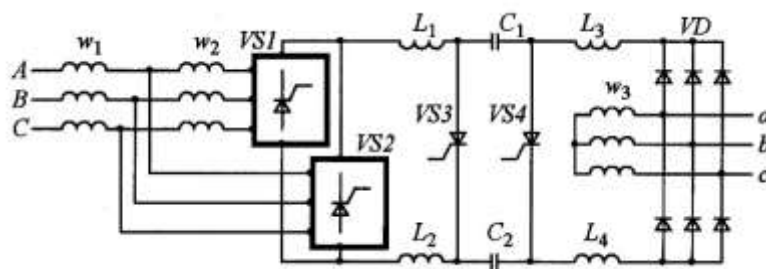


Рисунок 8 – Трифазний вузькодіапазонний регулятор напруги

Можливість організації паузи у вихідній напрузі дає таким перетворювачам великі переваги порівняно з вольтодатними регуляторами, оскільки в них спрацьовує швидкодіючий електронний захист не тільки від перевантажень, але й від коротких замикань на виході регулятора [7]. Це суттєво підвищує надійність не тільки самого регулятора, але й електрозабезпечення споживача в цілому.

У випадках великого коефіцієнту трансформації доцільно усі мости розміщувати на первинній стороні трансформатора (рис. 9), оскільки це дозволяє знизити встановлену потужність регулятора і повністю усунути кондуктивні зв'язки між обмотками.

Якщо для перемикання обмотки трансформатора використовувати двопозиційний перемикач, то тиристорний міст може бути замінений на діодний. У такому випадку спрощується силова схема і схема системи управління, але втрачається функція електронного захисту перетворювача від перевантажень.

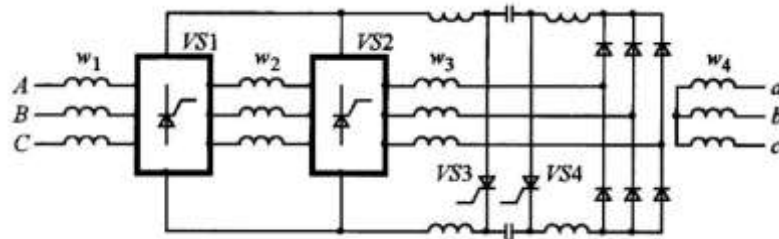


Рисунок 9 – Вузькодіапазонний регулятор з мостами на первинній стороні трансформатора

Спільний вузол комутації може бути використаний у перетворювачах різного функціонального призначення [8,9]. На рис. 10 приведено схему перетворювача частоти і симетруючого пристрою (пристрою для підключення однофазних навантажень до трифазної мережі. Тоді кожна пара тиристорів вхідного мосту підключається до відповідної фази мережі.

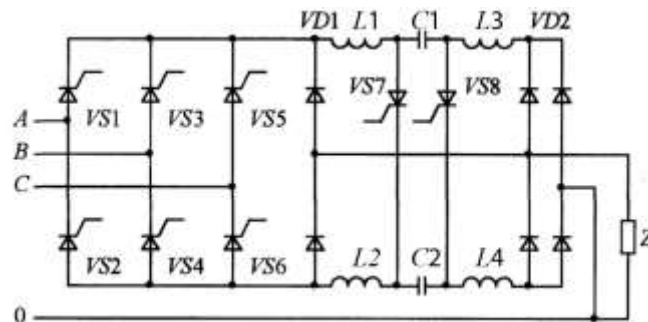


Рисунок 10 – Схема симетрувального пристрою

Інший приклад можливого використання перетворювача зі спільним вузлом комутації – це агрегати безперебійного живлення. На рис. 11 показано схему агрегата, побудованого на основі трьох трифазно-однофазних ключів змінного струму та спільних вузлах комутації, які дозволяють переключати резервні мережі, регулювати змінну напругу і працювати в режимі автономного інвертора при живленні від джерела постійної напруги. За відповідного підключення фаз однієї мережі цей перетворювач може працювати як безпосередній перетворювач частоти з регулюванням змінної напруги або як джерело реактивної потужності.

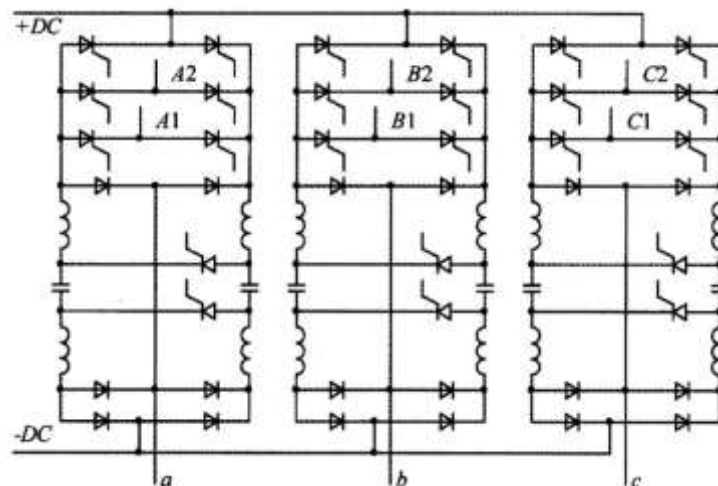


Рисунок 11 – Схема багатфункціонального агрегата

У випадках, коли необхідно узгодження напруг мережі та навантаження для регулювання і резервування напруги живлення споживача зазвичай використовують трансформаторно-тиристорні перетворювачі. На рис. 12 показано схему перетворювача з резервованим живленням, в якому мережний трансформатор має дві первинні обмотки зі спільним вузлом комутації, розглянутим вище, і одну вторинну обмотку. Перемикання мереж здійснюється у проміжну паузу, достатню для перезаряду комутуючих

конденсаторів при відкритому тиристорі $VS4$ і замкненому накоротко діодному мості. Наявність трансформатора дозволяє регулювати напругу вгору і вниз від напруги мережі або від номіналу, якщо цього вимагає технологічний процес.

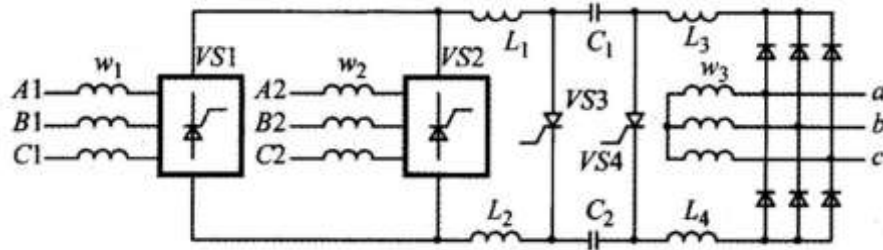


Рисунок 12 – Схема трифазного перетворювача з резервним живленням

Регулювання або стабілізація вихідної напруги виконується, як в усіх імпульсних регуляторах, шляхом зміни ширини паузи у вихідній напрузі.

Використання спільного вузла комутації для великої кількості тиристорних пар або тиристорних мостів не завжди вигідно (особливо за невеликих потужностей) через ускладнену систему управління тиристорами і підвищену вартість перетворювача. Цей недолік усуваються заміною тиристорних мостів діодними, при цьому підвищується надійність і знижується вартість пристрою. На рис. 13 показано схему такого перетворювача для швидкодіючого перемикання резервних мереж, побудованого на основі трьох трифазних діодно-тиристорних ключів $VS1$, $VS2$, $VS3$, з'єднаних між собою комутуючими конденсаторами. Якщо з цієї схеми вилучити вентильний ключ $VS3$, то отримаємо двопозиційний перемикач. Тоді перетворювач спрощується, але втрачає спроможність регулювати вихідну напругу в широких межах і лишається функції захисту від перевантажень та коротких замикань.

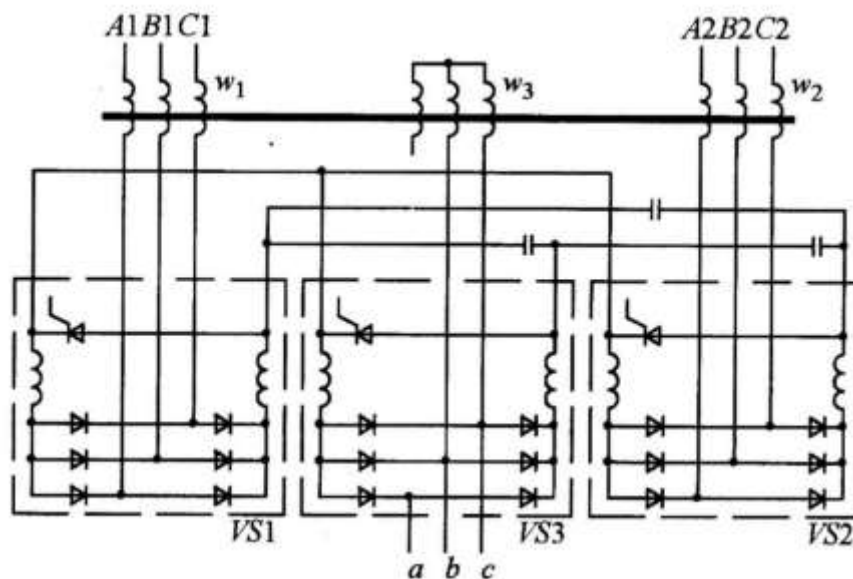


Рисунок 13 – Швидкодіючий перемикач резервних мереж

Перетворювачі матричного типу зі спільним вузлом комутації. Перетворювачі вказаного типу побудовані на основі зустрічно-паралельних діодно-тиристорних ключів змінного струму. На рис. 14 подано схему тиристорного регулятора-комутатора трифазної напруги, в якій силові ключі утворюють дві окремі групи – основну $VS1$ і резервну $VS2$.

Аноди тиристорів обох груп з'єднані і підключені до навантаження; їх катоди підключені до вхідних дроселів і через розподільчі діоди до катодів комутуючих тиристорів $VS3$ і $VS4$. Спільна точка анодів $VS3$ і $VS4$ через комутуючу ланку $L_k - C_k$ з'єднана з анодною і через перезарядний тиристор $VS5$ з катодною групою мостового діодно-тиристорного ключа $VS6$. За наявності мережі А ввімкнені тиристори ключа $VS1$. У випадку аварії в ній включаються комутуючий тиристор $VS3$ і тиристор ключа $VS6$. Відбувається резонансний перезаряд конденсатора C_k , а протягом часу, коли зворотний струм перезаряду перевищує струм навантаження через силовий ключ $VS1$, його тиристори відновлюють свої запірні можливості. В цей же період струм навантаження пасивно переходить у короткозамкнене коло, утворене мостовим ключем $VS6$. У кінці інтервалу вмикаються тиристори резервного ключа $VS5$, через який перезаряджається

комутуючий конденсатор C_k . При регулюванні напруги цей процес повторюється декілька разів протягом періоду, але за участю однієї з мереж.

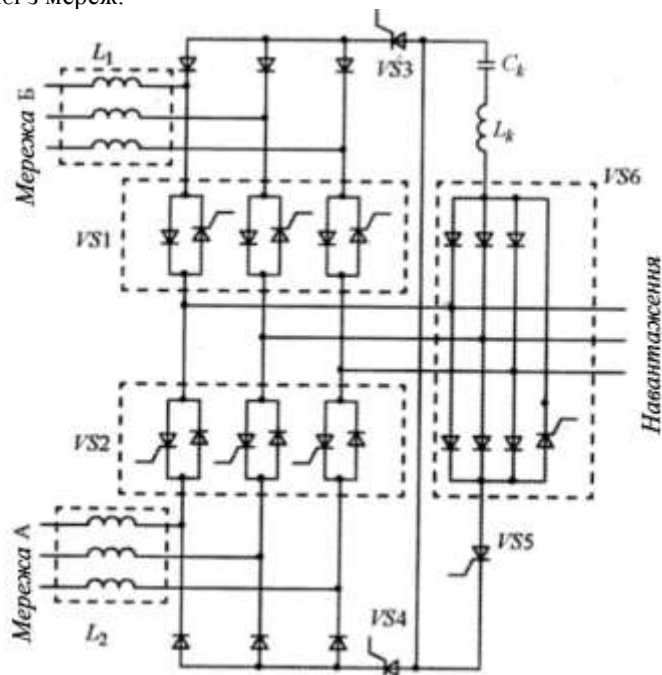


Рисунок 14 – Схема регулятора-комутатора трифазної напруги матричного типу

На рис. 15 подано ще одну схему агрегату безперебійного живлення. Вона є гібридом регулятора і автономного інвертора зі спільними елементами штучної комутації.

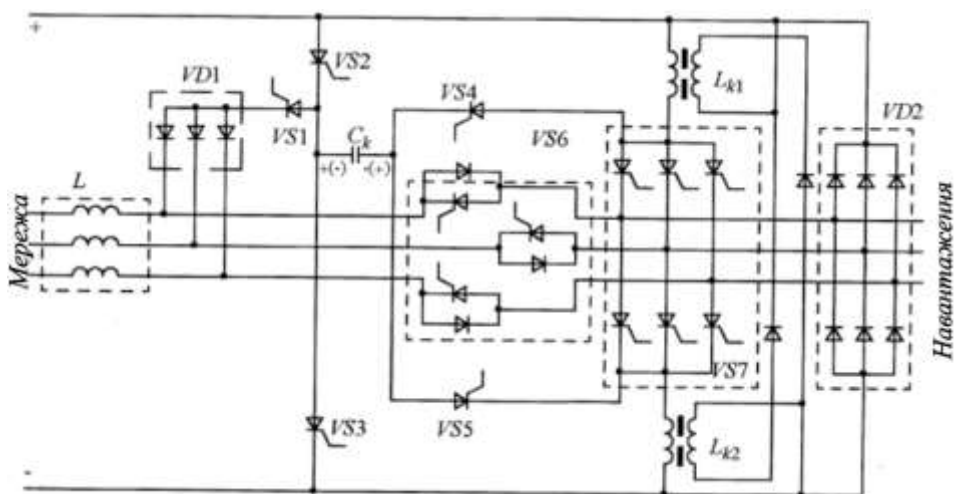


Рисунок 15 – Схема агрегату безперебійної дії матричного типу

Регулятор являє собою тиристорно-діодний ключ $VS6$, який з'єднує навантаження з мережею через вхідні дроселі L , розподільчі діоди $VD1$, і комутуючий тиристор $VS1$. Інвертор містить: тиристорний міст $VS7$; діодний $VD2$ зворотній міст; комутуючу ланку, яка складається з конденсатора C_k , тиристорів $VS2 - VS5$, дроселів L_{k1} і L_{k2} з обмотками і діодами для окиду надлишкової енергії у джерело постійного струму. Комутація тиристорів регулятора відбувається за ввімкнення тиристорів $VS1$ і $VS4$; комутація катодної групи тиристорів $VS7$ – за ввімкнення тиристорів $VS2, VS5$, анодної групи – за ввімкнення $VS3, VS4$.

Висновки

Окрім очевидного зменшення маси, габаритів і вартості, тиристорні перетворювачі зі спільним вузлом комутації мають низку інших суттєвих переваг:

- менш складну і, відповідно, більш надійну систему управління тиристорами;
- швидкодіюче (період мережі) регулювання напруги або перемикавання резервної мережі

- можливість організації паузи у вихідній напрузі, що дозволяє здійснювати швидкий електронний захист від перенавантаження і тим самим, підвищує надійність роботи пристрою;
- після перезаряду комутуючих конденсаторів до усіх тиристорів прикладена зворотна напруга, тому вони швидко поновлюють запірну здатність. Спільний вузол комутації можна ефективно використовувати у багатофункціональних перетворювачах різного конструктивного виконання, включно перетворювачі на мостових ключах і матричного типу[9].

Найбільш доцільним є використання спільного вузла комутації для побудови швидкодіючих регуляторів-стабілізаторів і перемикачів змінної напруги в системах гарантованого(резервованого) і безперебійного електропостачання, в асинхронному (параметричному і частотному) електроприводі, в системах симетрування струмів і напруг в трифазних електричних мережах, в циклоконверторах і резонансних інверторах.

Список використаної літератури

1. Жарський Б.К., Новський В.О., Голубев В.В. Перетворення параметрів електромагнітної енергії вентиляльними комутаторами. – Київ: Інститут електродинаміки НАН України, 2013, – 323с.
2. Yurchenko O., Martynov V., Martynov D. Stability of the Equilibrium Position in Pulse Stabilizers with Pulse Width Modulation. – Kharkiv: IEEE 2nd KhPI week on advanced technology (KhPI week), 2021, – p. 272 – 277. DOI: 10.1109/KhPIWeek53812.2021.9570082
3. Голубев В.В. Двוזонні імпульсні перетворювачі змінної напруги з високочастотним автотрансформатором. – Київ: Інститут електродинаміки НАН України: Збірник наукових праць, 2017, - №2. – с. 94 – 100.
4. Курило І.А., Грудська В.П. Порівняльний аналіз схемних варіантів систем регулювання напруги з вольтодатними трансформаторами. – // Наукові вісті НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського». 2012, - №1. – с. 16 – 23.
5. Голубев В.В., Новський В.А. Оптиміальне імпульсне регулювання змінної напруги // Технічна електродинаміка, тематичний випуск «Проблеми сучасної електротехніки», 2012, – том 6. – с. 45-47.
6. Грудська В.П., Чибеліс В.І., Лободзинський В.Ю. Дослідження автоматичного регулятора-стабілізатора вихідної напруги автономного інвертора // Енергетика: економіка, технології, екологія, 2020. - №4. – с. 84-88.
7. Grudska V.P., Golubev V.V., Denysenko O.S. Optimisation of voltage converters of matrix and inverter types using simulation modeling. // Енергетика: економіка, технології, екологія. 2022. - №2. – с. 104-113. DOI: 10.20535/1813-5420.2.2022.261403.
8. Новський В.О., Курило І.В., Грудська В.П., Малахатка Д.О. Багатофункціональний трансформаторно-ключовий перетворювач для комплексного підвищення якості електроенергії у трифазній системі зі змінним і нелінійним навантаженням. // Наукові вісті НТУУ «КПІ ім. Ігоря Сікорського», 2013. - №1. – с.37 – 43.
9. Moorthy R.S.K., Rathose A.K. Impulse commutated current-fed three-phase modular DC/DC converter for low voltage high current application, Milwaukee, Ws, USA: IEEE Energie conversion congress and exposition (ECCE), 2016. – p. 1 – 8. DOI: 10.1109/ECCE.2016.7855196

V. Golubev¹, Cand. Sc. (Eng.), Senior Researcher, ORCID 0000-0002-6447-8199

V. Grudska², Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof.

V. Vasyanovych², student, ORCID 0009-0009-0558-7182

¹Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine

²National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

ANALYSIS OF THE FUNCTIONAL CAPABILITIES OF PULSE AC VOLTAGE REGULATORS WITH A COMMON SWITCHING NODE OF VALVE KEYS

The article discusses the functional capabilities of pulse voltage converters with a common switching node for multiple circuits that need to be switched. These converters are divided into two groups: those with bridge switches and those with matrix switches. The operation of the common switching node of thyristors in the input bridge of a single-phase voltage regulator is shown as an example.

The analysis of power circuits of both types of single-phase converters showed that using a common switching node provides additional useful properties, such as increasing the speed of voltage regulation with the number of levels greater than the number of thyristor pairs. The presence of a voltage-doubling transformer in the converter structure makes it possible to prevent overvoltage.

It is particularly useful to use a common switching node in single-phase wide-band voltage regulators whose power structure is typically based on transformers that operate at both the main and higher frequencies. Due to the double energy conversion, these devices have an increased number of switched valves, so the common switching node significantly improves their performance and allows for regulating the output voltage using both frequency-pulse and pulse-width methods in the range of 0-1 U_{IN} with high quality indicators, reversing the output voltage relative to the network voltage, and combining the functions of a modulator (inverter) and a demodulator in one block.

Research on three-phase bridge and matrix converters with a common commutation node has shown that using this power device structure is an effective approach for voltage symmetry when connecting single-phase loads to a three-phase network; for fast switching of backup networks in uninterruptible power supplies; and for direct frequency conversion with the ability to control voltage and reactive power.

Keywords: pulse converter, thyristor-diode switch, bridge switch, artificial commutation, commutation node, switching thyristor, distribution diodes, backup power supply.

References

1. Zharskyi B.K., Novskyi V.O., Holubiev V.V. Transformation of electromagnetic energy parameters using valve switches. - Kyiv: Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, 2013, - 323 p.
2. Yurchenko O., Martynov V., Martynov D. Stability of the Equilibrium Position in Pulse Stabilizers with Pulse Width Modulation. - Kharkiv: IEEE 2nd KhPI week on advanced technology (KhPI week), 2021, - p. 272 - 277. DOI: 10.1109/KhPIWeek53812.2021.9570082
3. Holubiev V.V. Dual-zone pulse converters of variable voltage with a high-frequency autotransformer. - Kyiv: Institute of Electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine: Collection of scientific works, 2017, - No. 2. - pp. 94-100.
4. Kurilo I.A., Grudska V.P. Comparative analysis of circuit options for voltage regulation systems with voltage-durable transformers. - // Scientific news of the National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute". 2012, - No. 1. - pp. 16-23.
5. Holubiev V.V., Novskyi V.A. Optimal impulse regulation of variable voltage // TechnicalElectrodynamics, thematic issue "Problems of modern electrical engineering", 2012, - vol. 6. - pp. 45-47.
6. Grudska V.P., Chybelys V.I., Lobodzinskiy V.Yu. Research of an automatic regulator-stabilizer of the output voltage of an autonomous inverter // Energy: economics, technologies, ecology, 2020. - No. 4. - pp. 84-88.
7. Grudska V.P., Golubev V.V., Denysenko O.S. Optimization of voltage converters of matrix and inverter types using simulation modeling. // Energy: economics, technologies, ecology. 2022. - No. 2. - pp. 104-113. DOI: 10.20535/1813-5420.2.2022.261403.
8. Novskyi V.O., Kurilo I.V., Grudska V.P., Malakhodka D.O. Multifunctional transformer-switching converter for comprehensive improvement of the quality of electric energy in a three-phase system with variable and nonlinear load. // Scientific news of the National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute", 2013. - No. 1. - pp. 37-43.
9. Moorthy R.S.K., Rathose A.K. Impulse commutated current-fed three-phase modular DC/DC converter for low voltage high current application, Milwaukee, Ws, USA: IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 2016. - pp. 1-8. DOI: 10.1109/ECCE.2016.7855196

Надійшла: 29.11.2023

Received: 29.11.2023

В.В. Михайленко¹, канд. техн. наук, доцент, ORCID 0000-0002-0973-4612В.А. Святненко¹, ст. викладач, ORCID 0000-0002-0518-1045Ю.М. Чуняк¹, асистент, ORCID 0000-0002-4506-912XО. В. Петрученко¹, ст. викладач, ORCID 0000-0002-4982-4217Д.А. Ознамець¹, студент, ORCID 0009-0006-8513-0358В.М. Войтюк¹, студент, ORCID 0009-0006-3445-3616¹Національний технічний університет України

«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

АНАЛІЗ ПРОЦЕСІВ У ПЕРЕТВОРЮВАЧІ З ДВАДЦЯТИП'ЯТИЗОННИМ РЕГУЛЮВАННЯМ НАПРУГИ І АКТИВНО-ІНДУКТИВНИМ НАВАНТАЖЕННЯМ

Метою роботи є використання методу багатопараметричних функцій з використанням пакету *MATHECAD* для аналізу електромагнітних процесів в електричних колах з напівпровідниковими комутаторами.

У цій статті проведено аналіз електромагнітних процесів в електричних колах напівпровідниковими з комутаторами. Створено математичну модель для аналізу електромагнітних процесів в напівпровідникових перетворювачах з широтно-імпульсним регулюванням вихідної напруги. Наведено графіки, що відображають електромагнітні процеси у електричних колах. Стаття присвячена розвитку метода багатопараметричних функцій шляхом розробки нових математичних моделей та визначення функцій і алгоритмічних рівнянь для аналізу за підсистемними складовими електромагнітних процесів у розгодуваних електричних колах з напівпровідниковими комутаторами і ланками з си-нусоїдальними, постійними і імпульсними напругами. Напівпровідникові коммутатори можуть виконувати високочастотне змінення структури електричних кіл і широтно-імпульсну модуляцію фазних і лінійних напруг трифазної мережі електроживлення, виконуючи регулювання вихідних напруг напівпровідникових перетворювачів параметрів електричної енергії.

Ключові слова: електромагнітні процеси, вихідні напруга та струм, багатопараметричні модулюючі функції, напівпровідникові комутатори, моделювання.

Аналіз використання електричної енергії і розвиток перетворювальної техніки дозволяють використовувати в перетворювальних установках ланку високої частоти з частотою переключення вентилів значно більшої від частоти змінної напруги промислової мережі. Розвиток техніки дозволяє використовувати в перетворювальних установках ланку з частотою переключення вентилів значно більшої від частоти змінної напруги промислової мережі. В тих випадках, коли за вимогами навантаження необхідно забезпечити його гальванічну розв'язку з енергетичною мережею при багатозонному регулюванні вихідної напруги, в якості проміжних структур доцільно використовувати структури перетворювачів частоти з однократною модуляцією (ПЧ з ОМ). У [1-3] показана доцільність використання структур ПЧ з ОМ в діагностичних комплексах електромеханічних систем для побудови вторинних джерел живлення з різним видом вихідної енергії. У даній роботі проводиться аналіз використання цієї ж структури в якості ланки високої частоти перетворювачів трифазної напруги в постійну напругу при підключенні силових модуляторів (СМ) до фазних проводів енергетичної мережі і широтно-імпульсним регулюванням (ШПР) постійної напруги при в'єзмизонному керуванні. Це дозволяє покращити форму вхідних струмів перетворювача за рахунок відсутності в них гармонік, які кратні трьом.

Схема перетворювача показана на рис. 1. На цій схемі позначені: СМ_А, СМ_В, СМ_С – силові модулятори відповідних фазних напруг, сукупність яких представляє собою ланку високої частоти перетворювача, ВВ – високочастотний випрямляч, Н – навантаження. Кожний з СМ складається з *N* інверторів випрямленої напруги (ІВН), які включені енергетичними входами паралельно і навантажені на узгоджувальні трансформатори (ТВ), з'єднані вторинними обмотками послідовно.

При складанні математичної моделі перетворювача з комп'ютерною орієнтацією її застосування використовуємо метод багатопараметричних модулюючих функцій [2], який передбачає попереднє представлення алгоритмічного рівняння перетворювача. При цьому прийємо такі припущення: вхідна енергетична мережа симетрична і її внутрішній опір дорівнює нулю, транзистори і діоди ІВН представляються ідеальними ключами, узгоджувальні трансформатори в кожній з зон регулювання вихідної не мають втрат, а навантаження перетворювача має еквівалентний активно-індуктивний характер.

Така схема дозволяє реалізувати багатоканальний спосіб перетворення параметрів електромагнітної енергії мережі, при якому в СМ здійснюється розгалужена модуляція миттєвих значень фазних напруг трифазної енергетичної мережі, частоти ω_1 , відповідними еквівалентними модулюючими впливами

$\psi(\alpha_p, t)$, частоти ω_2 . В результаті такої операції на виході кожного з ІВН формується промодульована напруга

$$u_{2M}(p, i, t) = \frac{1}{k_T} u_1(i, t) \phi(i, t) \psi(\alpha_p, t), \quad (1)$$

де: $i = 1, 2, 3$ – номери фазних напруг енергетичної мережі, відповідно A, B, C ; k_T – коефіцієнти трансформації узгоджувального трансформатора; $p = 1, 2, 3, \dots, n$ – номер зони регулювання вихідної напруги, збігається з номером інвертора СМ; $\phi(i, t)$ – функції прямокутних синусів, які співпадають за положенням в часовій області з відповідними фазних напругами мережі:

$$\phi(i, t) = \text{sign} \left\{ \sin \left(\omega_1 t - \frac{(i-1)2\pi}{3} \right) \right\}; \quad (2)$$

де: $u_1(i, t)$ – миттєві значення фазних напруг енергетичної мережі:

$$u_1(i, t) = U_{1m} \sin \left(\omega_1 t - \frac{(i-1)2\pi}{3} \right); \quad (3)$$

U_{1m} – амплітудне значення фазної напруги.

Еквівалентні модулюючі впливи подамо виразом

$$\psi(\alpha_p, t) = \frac{1}{2} \sum_2 \text{sign}(\sin(\omega_2 t \pm \alpha_p(t) - \varphi)) , \quad (4)$$

де $\alpha_p(t)$ – кути управління, за рахунок зміни яких забезпечується ШПР вихідної напруги перетворювача; φ – початкова фаза еквівалентних модулюючих впливів.

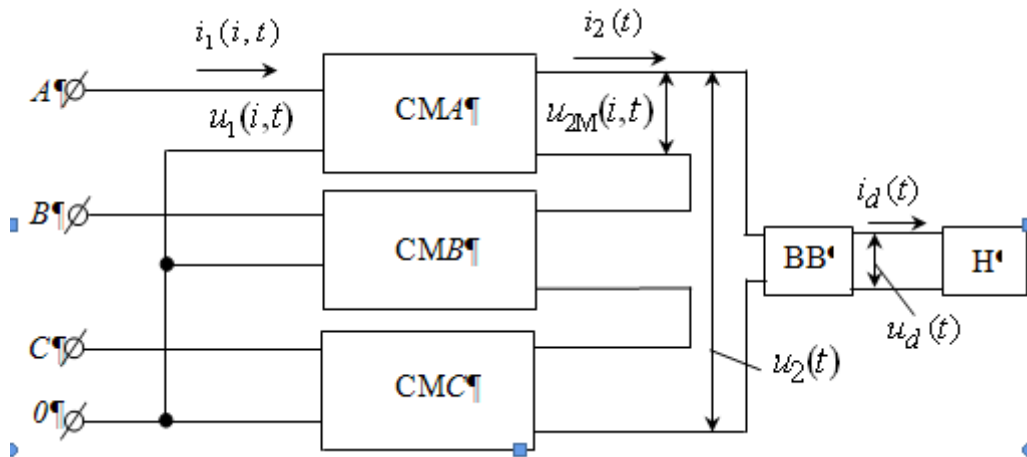


Рисунок 1 - Схема перетворювача

При багатозонному регулюванні вихідної напруги перетворювача забезпечується почергово зміна кутів управління в діапазоні від 0 до 90° . Умови зміни кутів управління у окремих зонах подамо у вигляді:

$\alpha_p(t) = 0$, якщо $t < \frac{(p-1)T}{N=20}$; $\alpha_p(t) = 180^\circ$, якщо $t > \frac{pT}{N=25}$, а інакше $\alpha_p(t) = f_\mu(p, 25, t)$, де $f_\mu(p, 25, t)$ – функція, яка задає закон зміни $\alpha_p(t)$, яка залежить від номера зони p і їх кількості

Вихідну напругу $u_2(t)$ ланки високої частоти перетворювача, згідно з його структурною організацією і з виразом (1), запишемо сумою

$$u_2(t) = \sum_{p=1}^{N=25} \sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_T} u_1(i, t) \phi(i, t) \psi(\alpha_p, t) , \quad (5)$$

а вихідну напругу перетворювача $u_d(t)$ як випрямлену напругу (6) подамо виразом

$$u_d(t) = \sum_{p=1}^{N=25} \sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_T} u_1(i,t) \phi(i,t) \psi(\alpha_p, t) v(t), \quad (6)$$

де: $v(t)$ – функція прямокутного синуса, що співпадає за часом з положенням вихідної напруги $u_2(t)$ ланки високої частоти перетворювача

$$v(t) = \text{sign}(u_2(t)). \quad (7)$$

Часові діаграми вихідних напруг ІВН $u_{2M}(p, i, t)$, ланки високої частоти $u_2(t)$ і перетворювача $u_d(t)$, побудовані за (5) і (6) при зміні величини кута управління α_p по лінійному закону в координатах від часу t , подані на рис. 3.

Для більш детального аналізу вихідної напруги перетворювача в (5) позначимо $u_1(i, t) \phi(i, t) = |u_1(i, t)|$ і, враховуючи (3) та (4), а також те, що в (6) $\psi(\alpha_p, t) v(t) = |\psi(\alpha_p, t)|$, алгоритмічне рівняння перепишемо у вигляді

$$u_d(t) = \frac{1}{2k_T} \sum_{p=1}^{N=25} \left(\sum_{i=1}^3 |U_{1m} \sin(\omega_1 t - \frac{(i-1)2\pi}{3})| \left| \sum_2 \sin n(\omega_2 t \pm \alpha_p(t) - \phi) \right| \right). \quad (8)$$

Струм навантаження знайдемо, як реакцію одноконтурного RL -ланцюга на дію напруги (6). Для цього диференціальне рівняння, складене для вихідного контуру перетворювача, представимо в виді

$$D(t, y) = \frac{u_d(t)}{L} - \frac{R}{L} y_0, \quad (9)$$

де: y_0 – визначається з початкових умов; R і L – відповідно активний опір і індуктивність навантаження.

Рішення (9) відносно струму навантаження визначимо числовим методом у вигляді матриці

$$i_d(t) = \text{rkfixed}(y, 0, k, s, D), \quad (10)$$

де: y – вектор початкових умов; $0, k$ – часовий інтервал рішень; s – кількість точок на часовому інтервалі рішень; D – вектор функція диференціальних рівнянь.

Часові діаграми струму навантаження в координатах вихідної напруги перетворювача для двадцятип'ятизонного регулювання представлені на рис. 2.

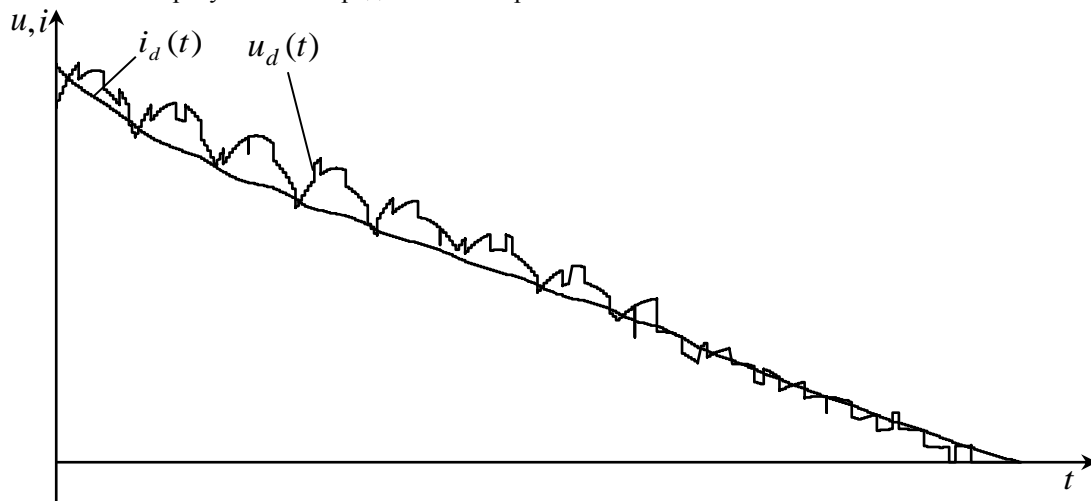


Рисунок 2 - Часові діаграми струму навантаження в координатах вихідної напруги перетворювача

Враховуючи ту обставину, що на інтервалах нульових пауз (7) струм навантаження підтримується в контурі навантаження і діодів ВВ за рахунок енергії, яка запасастся в індуктивності за попередні цикли роботи перетворювача і з енергетичної мережі не споживається, то для визначення вихідного струму $i_2(t)$

ланки високої частоти достатньо (10) перемножити на функцію (7), що має одиничну амплітуду і співпадає за часом з (6). Тоді

$$i_2(t) = i_d(t)v(t) \quad (11)$$

Для визначення вхідних струмів інверторів кожної p -ї зони регулювання врахуємо, що $i_2(t)$ протікає в загальному контурі всіх СМ, утвореному послідовно з'єднаними вторинними обмотками узгоджувальних трансформаторів і прийемо до уваги алгоритмічне рівняння (6) і те, що (2), (4) і (7) є функціями одиничної амплітуди.

При цьому у загальному виді

$$i_1(n, i, t) = \frac{i_2(t)\psi(\alpha_p, t)\phi(i, t)}{k_T} \quad (12)$$

Для визначення вхідних СМ у всьому діапазоні регулювання вихідної напруги підсумуємо вхідні струми відповідних ІВН. Враховуючи (12), загальний вираз для вхідних струмів СМ подамо у вигляді

$$i_1(i, t) = \sum_{p=1}^{N=25} i_1(p, i, t), \quad (13)$$

де: $i_1(p, i, t)$ – вхідні струми ІВН.

Часові діаграми вхідних струмів i -х фаз енергетичної мережі в координатах фазних напруг, побудовані за (13), представлені на рис. 3.

Таким чином, приведені результати досліджень показують ефективність подання математичної моделі перетворювача відносно напруги навантаження, струму навантаження і струмів, що споживаються з вхідної мережі узагальнюючими функціями багатопараметричного виду. Узагальнюючі функції багатопараметричного виду ефективні і для інших перетворювачів модуляційного типу.

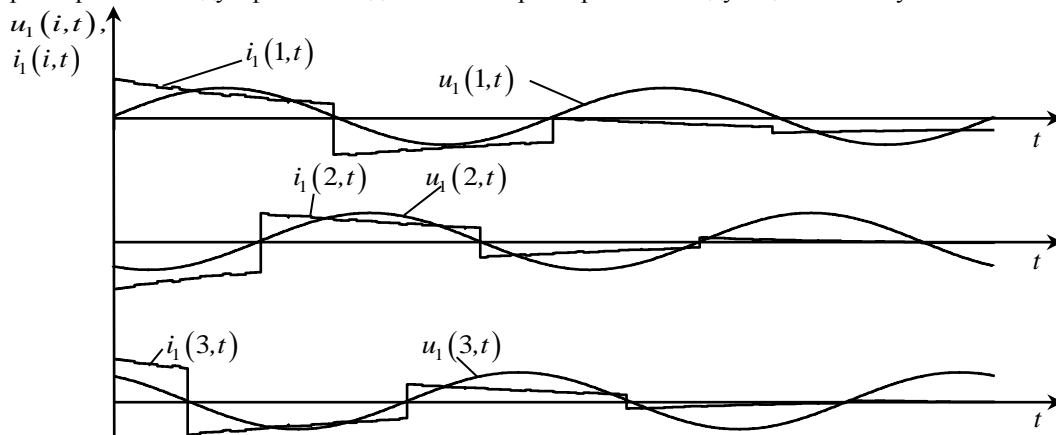


Рисунок 3 - Часові діаграми вхідних струмів та напруг i -х фаз енергетичної мережі

Дослідження показують ефективність використання багатопараметричних модулюючих функцій для моделювання і розрахунку електромагнітних процесів у розгалужених електричних колах напівпровідникових перетворювачів з багатозонним високочастотним широтноімпульсним регулюванням їхньої вихідної напруги при живленні RL-навантаження.

Висновки

На основі досліджень можна зробити висновок, що доцільно використовувати програмний пакет MATHCAD для аналізу електромагнітних процесів та оптимізації параметрів напівпровідникових перетворювачів. Такий підхід дозволяє зменшити нестабільність режимів у технологічному навантаженні та режимів споживання електроенергії від мережі електроживлення.

Список використаної літератури

1. Mykhailenko V, Mikhnenko, G., Charnyak O., “Study of the electromagnetic processes in converter with three zoned regulations of the voltage”, Адаптивні системи автоматичного управління, Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського, №2, 2019, С. 48-53, doi: <https://doi.org/10.20535/1560-8956.35.2019.197430>.
2. Розіскулов С. С., Михайленко В. В., Перетятко Ю. В., “Регулювання тривалості перехідних процесів у напівпровідникових формувачах біполярних розрядних імпульсних струмів”, Технічна електродинаміка, Київ: ІЕД НАНУ, № 4, 2016, С. 41 – 43, doi: <https://doi.org/10.15407/techned2016.04.041>.

3. Сенько В. І., Михайленко В. В., Юрченко М. М., Юрченко О. М., Чуняк Ю. М., “Аналіз електромагнітних процесів у колах з напівпровідниковими перетворювачами з сімнадцятизонним регулюванням вихідної напруги”, *Технічна електродинаміка*, Київ: ІЕД НАНУ, № 5, 2016, С. 23 – 25, doi: <https://doi.org/10.15407/techned2016.05.023>.

V. Mihaylenko¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0002-0973-4612

V. Svyatnenko¹, Senior Teacher, ORCID 0000-0002-0518-1045

J. Chunya¹, Assistant, ORCID 0000-0002-4506-912X

O. Petruchenko¹, Senior Teacher, ORCID 0000-0002-4982-4217

D. Oznamets¹, student, ORCID 0009-0006-8513-0358

V. Voitiuk¹, student, ORCID 0009-0006-3445-3616

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

ANALYSIS OF PROCESSES IN CONVERTER WITH TWENTY-FIVE-ZONE VOLTAGE REGULATION AND ACTIVE-INDUCTIVE LOAD

Analysis of the electromagnetic processes is organized beside this article in electric circuit with semiconductor commutator. Mathematical model is created for analysis electro-magnetic processes in semiconductor converter with width pulsed regulation of the output voltage. The broughted graphs, which reflect the electromagnetic processes in electric circuit. Method much parametric functions was used when performing calculation. The mathematical model of the converter is created for fifteen zoned regulations of the output voltage. Article is devoted to the development of a method of multi-parametric modulating functions by means of working out of new mathematical models and definition of functions and the algorithmic equations for the analysis on subsystem components of electromagnetic processes in electric circuits of variable structure with sinusoidal, direct and pulsing voltage. Introduction of functions with discrete parameters in the algorithmic equations for analysis of processes in circuits with semiconductor commutators simplifies modeling on subsystem components. The mathematical model of steady-state processes and transients in electric circuits of semiconductor converters of modulation type with multi-channel zonal use of phase and line voltages of a three-phase network of power supplies is developed. The mathematical model of electric circuits of thyristor shapers of electro-discharge pulses for the analysis and the matching of capacitors charging modes with decrease several times of electric resistance of technological load is also created. The obtained results have a great value for development theoretical electrical engineering in a direction of simplification of calculations of electromagnetic processes in electric circuits with semi-conductor converters of the electric power. The Electromagnetic processes in electric circuit under width-pulse regulation possible to analyse with use the algorithmic equations multivariable function, which argument are a system parameters semiconductor commutator, signal of control, phases to network of the power supply and time. Introduction multivariable function with discrete parameter in algorithmic equations of the analysis formed and connecting processes in electric circuit of the variable structure allows to reflect change of this structure under system components, simplifying modeling and analysis of such processes to account of the generalization of the got equations. Except specified correlations and diagrams designed model allows to analyse forms of the output voltages and current of the separate power modules.

Key words: *electromagnetic processes, output voltage and current, multi parametric modulating functions, semi-conductor commutators, modeling.*

References

1. Mykhailenko V, Mikhnenko, G., Charnyak O., “Study of the electromagnetic processes in converter with three zoned regulations of the voltage”, *Adaptive automatic control systems*, Kyiv: Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute, №2, 2019, P. 48-53, doi: <https://doi.org/10.20535/1560-8956.35.2019.197430> (Eng.).

2. Roziskulov S. S., Mykhailenko V. V., Peretyatko Y. V., “Regulation of transient duration in semiconductor shapers of bipolar discharge pulse currents, *Technical electro-dynamics*, Kyiv: IED NASU, № 4, 2016, P. 41 – 43, doi: <https://doi.org/10.15407/techned2016.04.041> (Ukr.).

3. Senko V. I., Mykhailenko V. V., Yurchenko N. N., Yurchenko O. N., Chunya J. M., “ Analysis of electromagnetic processes in circuits with semiconductor converters with seventeen-zone output voltage regulation”, *Technical electro-dynamics*, Kyiv: IED NASU, № 5, 2016, P. 23 – 25, doi: <https://doi.org/10.15407/techned2016.05.023> (Ukr.).

Надійшла: 13.12.2023

Received: 13.12.2023

V. Chumak¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0001-8401-7931

V. Bazenov¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0003-1622-5207

R. Dukhno¹, master student, ORCID 0009-0008-9506-2234

Ye. Ihnatiuk¹, PhD, Assistant., ORCID 0000-0002-4675-8728

O. Vishnevsky¹, Assistant., ORCID 0000-0001-7814-9030

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

ANALYTICAL AND STATISTICAL ASSESSMENTS OF THE METHODOLOGY FOR EVALUATING THE QUALITY OF LAMINATED MAGNETIC CORES

The paper solves the relevant issue of improving the reliability of electromechanical converters with a steel laminated magnetic core by implementing effective measures to diagnose the quality of the laminated core. A method for assessing the quality of laminated magnetic cores with insulated sheets is proposed. The method is based on the analysis of the response of electromagnetic interconnected circuits to test transient processes in order to assess the development of defects in the inter-sheet insulation and the concentration of parasitic eddy currents associated with specific losses in the magnetic core which is the normative method of magnetic core evaluation that is closest to the operation of an electric machine under real conditions. Taking into account the complexity and labour intensity of regulated methods of core quality control, a reasonable assessment of the relationship between the eddy current time constant and the specific losses in the magnetic circuit will significantly simplify the test methodology, the implementation of which does not require complex and expensive equipment and high qualification of the service personnel. In addition to the physical connection, the paper shows the statistical relationship between the eddy current time constant and the specific losses in a number of real magnetic circuits and performs statistical processing of the experimental data. A linear regression dependence is obtained and the correlation coefficient is estimated, which confirms a significant relationship between the above components on the example of magnetic cores of different geometries. Confidence intervals for defect-free and defective magnetic cores are estimated, taking into account the geometric dimensions, power, and number of poles of the studied electric motors.

Keywords: *Magnetically coupled circuits, damping time constant, specific losses in magnetic circuit, reliability, remaining insulation resource, laminated magnetic cores*

Introduction

Electromechanical and electromagnetic energy converters use electrical steels with high magnetic conductivity and low magnetisation losses as magnetic flux conductors. In the process of cyclic changes in the magnetic structure, processes associated with hysteresis losses and eddy current losses occur. At industrial frequencies of 50-60 Hz, the hysteresis loss component is dominant. Depending on the steel grade, the predominance of hysteresis losses over eddy current losses at industrial frequencies ranges from three to six times. However, in technological and operational processes, the component of eddy current losses, due to deterioration of the inter-sheet insulation, can significantly exceed hysteresis losses. Methods for assessing the quality of magnetic cores traditionally use the dependence of the quality of the magnetic core on the specific losses in steel at induction close to machine operation and industrial frequency. These methods are standardised, but they are labour-intensive and do not meet modern requirements for the efficiency of control tests. Therefore, there is a need to develop methods for more effective control methods that can be associated with regulatory tests. It is proposed to use as a diagnostic feature the relationship between the time constant of eddy currents in a magnetic circuit and the specific losses that meet the regulated methods.

The purpose of the study is to establish a physical and statistical relationship between the specific losses in a magnetic core at a fixed induction and frequency and the time constant of eddy currents for magnetic cores of different geometries.

The objective of the study is to investigate the physical connection of the fast process of establishing magnetic flux in magnetically coupled circuits with the reaction of the secondary system in the form of eddy current circuits in the defect-free and defective level of the laminated magnetic core.

Main Material of the Study

Physical bases of connection between parameters of transient processes and specific losses in laminated magnetic cores

If a test coil is wound around the back of the magnetic core, it will also induce an EMF. A single sheet can be considered as an element in a composite magnetic core, if the insulation between the sheets is of high quality. Let us consider the distribution of EMF, currents and eddy current losses in the cross-section of the sheet under alternating magnetic flux in the sheet. We assume that the equipotential lines of the elementary circuit are

symmetrical relative to the centre. As the circuit grows, its cross-section q_x increases according to the quadratic law, and the length of the circuit l_x – The induced EMF will depend on the rate of change of the flow. Using the operator p for ease of writing, the following relations can be obtained for a circuit with a width of $2x$:

$$e_x = p\Phi_x = pBq_x \quad (1)$$

Where $q_x = 2x^2 \frac{h}{b}$ – cross-section of an axisymmetric contour, h – sheet height.

Resistance of a contour with a thickness Δx when section length $l = 1$:

$$\Delta r_x = 2 \left(2x + \frac{h}{b} x \right) \frac{\rho_{cr}}{\Delta x} \quad (2)$$

Where ρ_s – specific losses of steel. The elementary current in the considered circuit will be:

$$\Delta i_x = \frac{e_x}{\Delta r_x} = \frac{pB}{\rho_s} \quad (3)$$

This is true for the case when $h \gg b$. When $B = B_m \sin \omega t$ i $pB = 2\pi f B_m$ the current value of the EMF will be:

$$E_x = \pi \sqrt{2} f B q_x \quad (4)$$

It is obvious that when the induction decreases due to the demagnetising effect of parasitic eddy current circuits, the effective EMF value will decrease with increasing frequency.

The losses in an elementary circuit of length $l = 1$ will be:

$$\Delta p_x = \frac{E_x^2}{\Delta r_x} = \frac{(\pi \sqrt{2} f B_m 2 \frac{h}{b} x^2)^2}{2 \frac{h}{b} x \rho} \Delta x \quad (5)$$

Total eddy current losses:

$$P_{ec} = \int_0^b dp_x = \frac{2\pi^2 f^2 B_m^2 \frac{h}{b}}{\rho} \int_0^b x^3 dx = \frac{\pi^2 f^2 B_m^2}{\rho} h b^3 \quad (6)$$

Specific eddy current losses:

$$P_{spec.ec} = \frac{P_{ec}}{m} = \frac{\pi^2 f^2 B_m^2 b^2}{2\rho g_s} \quad (7)$$

Where $m = 2hblg_s$ – considered element mass, g_s – steel density $7,8 * 10^3 \frac{kg}{m^3}$. $P_{spec.ec}$ is proportional to the product $f^2 B_m^2$, a constant coefficient in this formula $k_{ec} = \frac{\pi^2 b^2}{2\rho g_s}$.

Thus, for a steel sheet with $b = 0,25mm$ and $\rho = 2 * 10^{-7}$ losses are $P_{spec.ec} = 0,5 \frac{W}{kg}$, which fully corresponds to the table data for electrical steel. Hysteresis losses are several times higher. For 2013 steel, the total losses:

$$(P_{spec.ec} + P_{spec.h}) = 0,5 + 2 = 2,5 \frac{W}{kg} \quad (8)$$

In other words, in order for the total losses to increase significantly, the losses due to eddy currents caused by defects in the interlayer insulation must increase at least by several times.

For a defective magnetic core, assuming a uniform distribution of defects in the interlayer insulation, in addition to eddy currents that are confined to individual sheets, there are common integral currents that cover the entire package. With a uniform distribution of defects, the processes in the package can be described in the same way as in a single sheet, but it is necessary to take into account electrical anisotropy, i.e. the fact that due to defects, the specific resistance in the transverse direction is much higher than the resistance of steel [1].

The $\frac{h}{b}$ ratio can be any, more often less than one. The value of b in this case plays the role of the width of the entire package, i.e. if the thickness of the sheet was equal to the width of the package.

According to (1) EMF of x th circuit will be:

$$e_x = pB \frac{2hx^2}{b} \quad (9)$$

And the resistance of the elementary circuit according to (2) will be:

$$\Delta r_x = \frac{2(2x\rho_{def} + \frac{h}{b}x\rho_s)}{\Delta x} = \frac{4x\rho_{def}}{\Delta x} \quad (10)$$

where ρ_{def} – electrical resistance of the defective circuit.

The current in the elementary circuit according to (3) will be:

$$\Delta i_x = \frac{pB \frac{h}{b} x \Delta x}{2\rho_{def}} \quad (11)$$

$$\Phi_x = \left(\frac{1}{x} \int B_x dx \right) q_x = \frac{pB_x h^2 \mu x^2 \left(b^2 - \frac{x^2}{3} \right)}{2\rho_{def} b^2} \quad (12)$$

For alternating magnetic flux, eddy current losses are determined by the following equation:

$$\Delta p_x = \frac{E_x^2}{\Delta r_x} = \frac{(\pi\sqrt{2}fB_m2\frac{h}{b}x^2)^2}{4\rho_{def}x} \quad (13)$$

The eddy current losses in a magnetic circuit with integral defects will be as follows:

$$P_{ec} = \int_0^b dp_x = \frac{\pi^2 2 f^2 B_m^2 (\frac{h}{b})^2 b^4}{\rho_{def} 4} = \frac{\pi^2 f^2 B_m^2 (hb)^2}{2\rho_{def}} \quad (14)$$

$$P_{spec.ec} = \frac{P_{ec}}{m} = \frac{\pi^2 f^2 B_m^2 hb}{2\rho_{def} g_s} = k_{ec.def} f^2 B_m^2 \quad (15)$$

$$k_{ec.def} = \frac{\pi^2 hb}{2\rho_{def} g_s} \quad (16)$$

As can be seen, the relationship between the specific losses for eddy currents in a magnetic core with integral defects is direct through $k_{ec.def}$ which depends on the cross-section of the magnetic core $\frac{h}{b}$ and the resistance of the defective circuits ρ_{def} .

In order for the total specific losses to increase compared to a defect-free magnetic core, for example, by a factor of 2 (up to 5 W/kg), different degrees of defectiveness are required for magnetic cores of different geometries.

To do this, we define ρ_{def} :

$$\rho_{def} = \frac{\pi^2 f^2 B_m^2 hb}{2g_s P_{spec.ec}} = 0,63hb \quad (17)$$

For the magnetic core of a small machine, $hb = 0,01 * 0,1 = 0,001 m^2$, $\rho_{def} = 6,3 * 10^{-4} Ohm * m$. As the cross-section increases, the same effect will be achieved at higher ρ_{def} , and the total losses in steel increase in proportion to the square of the cross-section.

The inertia and demagnetising effect of the defective circuits is superimposed on the magnetic inertia and the reduction of induction in the magnetic core itself. The decrease of the average induction value will occur faster in defective magnetic circuits compared to defect-free ones with increasing frequency. Relative to the coil, which creates a magnetic field in the magnetic core, the total resistance Z will be determined [2]:

$$Z = \frac{U}{I} = \frac{j}{1+j} \cdot \frac{adh\omega\mu}{lb} N^2 th(1+j) \frac{b}{a} \quad (18)$$

Analysing the above expressions, it can be concluded that the level of defectiveness of a magnetic core can be determined through the same parameters inherent in the eddy current time constant and specific losses of a magnetic core at an industrial frequency and a fixed induction, which is usually 1 T. For defect-free magnetic cores, the relationship between T_{ec} and $P_{spec.ec}$ is made through the square of the sheet thickness, electrical conductivity and magnetic permeability of the steel material. For a defective magnetic core, a parasitic circuit is superimposed on the eddy current circuit that occurs in a defect-free magnetic core, which depends on the degree of defective metal overlaps and the overall geometric component of such circuit, which is proportional to the product hb (18).

Based on the proposed method of quality control of the magnetic cores, model installations were created, which allowed to conduct large-scale experiments at the enterprises 'Miskvodokanal' of Sumy City Council and ENERSIS UKRAINE LLC company.

The experiment was carried out on a large number of magnetic cores of IMs with power from 0,37 kW to 37 kW with different degrees of defects. The magnetic losses in the cores were measured by the wattmeter method at an induction of 1 T and the time constant of eddy currents $T_{ec} \mu s$. The results are presented in table 1. The experiment included testing more than 200 magnetic cores of different quality and geometry, which corresponds to a range of motor park capacities available at the enterprises.

As samples for the experiment, both magnetic cores that were not in operation and magnetic cores that are in operation, as well as magnetic cores that have undergone a repeated technological cycle of heating in a furnace to a temperature of 350-450 °C in order to burn out the old winding before rewinding electric motors, were used. Thus, there were two groups of magnetic cores: high-quality and defective, with varying degrees of damage to the interlayer insulation.

Identification of the correlation coefficient and linear regression analysis of samples on the relationship between specific losses and the generalised diagnostic parameter

To perform such an analysis, a fully automated calculation was used for the largest sample of $N = 200$ to represent the relationship between μ_x and p_{spec} for magnetic cores from the experiments shown in table 1, where μ_x – is the mean value of a random variable. In this table, the values of specific losses were measured at an induction of 1 T and industrial frequency are given in W/kg.

Correlation analysis allows to determine the degree of relationship between two or more variables. However, it is also desirable to have a model of this relationship that would make it possible to predict the value of one random variable from the specific values of another.

In our case, the correlation analysis of the data from numerous experiments established a significant linear relationship between the diagnostic parameters in the magnetic cores under study and the specific magnetisation losses. The logical next step is to specify this relationship so that this generalised diagnostic parameter could be used to predict the specific losses P_{spec} .

Table 1 - Relationship of specific losses in magnetic cores of different defect degrees with T_{ec} [3]

Pspec	3,28	3,49	3,44	3,28	3,62	3,33	3,62	4,1	4,25	4,36	4,92
Tec	42	43	48	43	48	45	47	51	53	51	49
Pspec	5,12	5,39	5,62	5,68	5,36	4,38	4,92	5,65	5,34	5,46	5,11
Tec	53	54	59	66	52	48	51	59	57	58	64
Pspec	5,62	4,80	4,92	4,75	5,35	5,55	5,98	6,32	6,45	6,0	6,13
Tec	62	55	53	52	55	58	71	75	81	72	87
Pspec	6,20	6,18	6,4	6,45	6,31	6,4	6,12	6,53	6,27	6,63	6,84
Tec	88	86	91	86	83	84	87	78	82	85	92
Pspec	6,8	6,32	6,55	6,27	6,35	7,14	7,45	7,05	6,94	6,40	6,4
Tec	91	74	79	84	85	97	91	99	89	77	83
Pspec	6,78	7,0	7,2	7,24	7,55	7,46	7,9	8,08	7,9	7,46	7,93
Tec	100	107	113	108	102	101	115	119	123	100	128
Pspec	8,0	8,21	8,36	8,64	7,94	8,2	8,32	8,6	8,2	8,56	9,0
Tec	104	119	121	133	107	116	135	129	132	139	120
Pspec	9,60	9,21	9,36	8,84	8,05	7,68	8,63	8,43	8,02	8,43	8,68
Tec	130	128	126	117	125	111	134	119	124	127	117
Pspec	8,9	8,45	9,63	9,2	9,40	10,8	8,72	9,0	9,2	9,34	8,63
Tec	138	132	130	132	138	152	108	114	124	128	136
Pspec	9,8	9,64	9,55	9,84	9,39	9,69	10,12	9,87	11,0	9,85	10,16
Tec	152	142	141	144	138	135	157	148	154	152	158
Pspec	10,28	11,42	11,23	11,0	11,52	10,63	10,05	10,48	10,69	11,57	11,23
Tec	160	150	145	172	174	161	139	144	152	181	175
Pspec	11,10	10,88	10,67	10,58	10,85	11,05	11,45	11,38	10,93	11,5	11,43
Tec	172	170	163	158	147	171	173	176	169	177	179
Pspec	11,89	11,71	11,5	11,25	11,8	11,34	11,02	11,47	11,25	10,96	10,74
Tec	186	181	176	174	180	177	166	168	174	169	166
Pspec	11,43	11,28	12,3	11,48	11,3	11,85	12,05	11,68	11,55	10,96	11,8
Tec	181	174	180	175	172	178	182	172	177	159	172
Pspec	11,98	11,68	11,35	11,8	11,87	12,3	11,45	11,36	11,8	11,2	12,3
Tec	188	182	180	173	184	185	178	172	173	180	185
Pspec	11,93	11,24	11,67	11,7	12,4	12,38	12,87	11,45	12,39	12,12	12,43
Tec	188	169	174	179	190	184	192	182	185	180	183
Pspec	12,66	11,96	12,12	12,7	13,01	12,75	11,96	13,56	12,88	13,4	13,27
Tec	191	189	192	190	200	197	183	214	207	211	209
Pspec	12,63	13,78	13,07	14,54	13,4	13,25	12,75	12,4	12,36	12,89	13,15
Tec	194	203	209	218	205	211	199	202	201	212	215
Pspec	13,87	13,47									
Tec	210	209									

Methods for solving such problems are called regression analysis [5]. In our case, x can be a diagnostic parameter, and y – can be specific losses. The linear relationship between two random variables means that the forecast of the value of y based on this analysis is as follows:

$$\hat{y} = A + Bx \tag{19}$$

where A and B are, respectively, the segment of the ordinate axis that forms the line and its slope. If the data are related by a perfect linear relationship $r_{xy} = 1$, then the predicted value of \hat{y}_i will be exactly equal to the observed value of y_i for any given x_i .

However, in practice, there is usually no perfect linear relationship between the data. Nevertheless, assuming a linear relationship and an unlimited sample, it is possible to choose such a value of A and B , that will allow to predict the expected value of y_i for any given x_i . This means that \hat{y}_i does not necessarily coincide with the observed value of y_i , corresponding to a given x_i , but it will be equal to the average of all such values.

The generally accepted procedure for determining the coefficients of equation (19) is to choose such values of A and B , that minimise the sum of the squared deviations of the values from the predicted value of y . This approach is called the least squares method [5].

Using the data in table 1, let's define a line that gives a linear prediction of the specific losses in the magnetic core P_{spec} by the diagnostic parameter T_{ec} . It should be noted that regression in general has a more complex relationship than a linear one, but since the correlation coefficient is large, we can use a linear regression function. As before, let x be the diagnostic parameter, and $y = P_{spec}$.

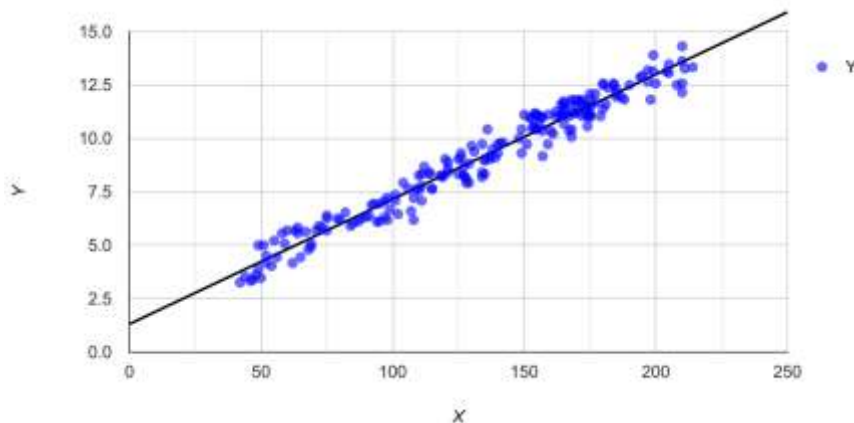


Figure 1 – Experimental data and regression line

Accordingly, the regression line that estimates the average specific losses by the diagnostic parameter T_{ec} is as follows:

$$y = 1,3135 + 0,05838x \quad (20)$$

and is shown in figure 1.

Based on it for $T_{ec} = 50 \mu s$ we get $P_{spec} = 4,23 \frac{W}{kg}$; for $T_{ec} = 80 \mu s$ we obtain $P_{spec} = 5,98 \frac{W}{kg}$; for $T_{ec} = 130 \mu s$ we get $P_{spec} = 8,9 \frac{W}{kg}$; for $T_{ec} = 180 \mu s$ we obtain $P_{spec} = 11,82 \frac{W}{kg}$.

Having calculated the confidence interval and prediction interval, we obtained the graph in figure 2.

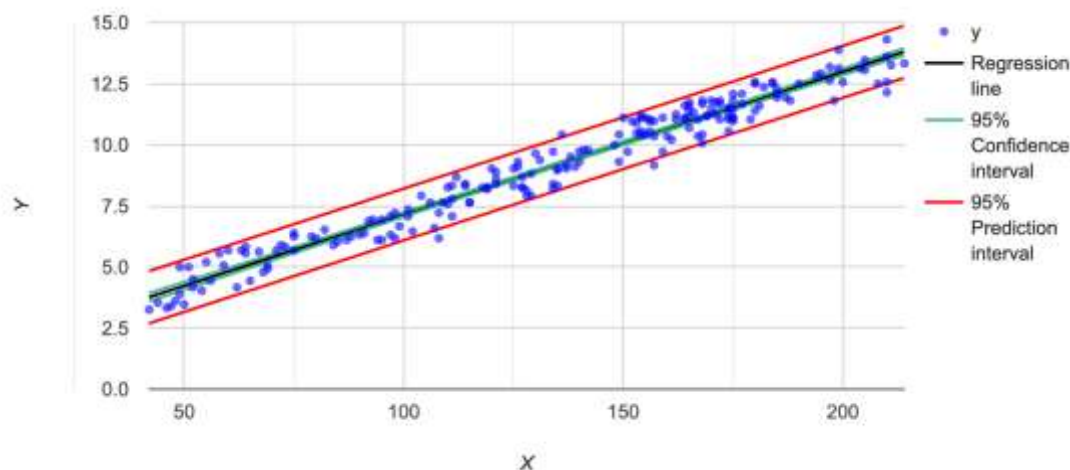


Figure 2 – Experimental data, regression line, prediction interval and confidence interval

Thus, according to the results of correlation and regression analysis of the presented sample, it can be stated that for the diagnostic parameter $T_{ec} = 50 \mu s$ specific losses according to confidence interval are in the range from 4,05 to 4,37 W/kg, and according prediction interval are in the range from 3,14 to 5,28 W/kg; for $T_{ec} = 80 \mu s$ specific losses according to confidence interval are in the range from 5,88 to 6,22 W/kg, and according prediction interval are in the range from 4,93 to 7,06 W/kg; for $T_{ec} = 130 \mu s$ specific losses according to confidence interval are in the range from 8,82 to 8,97 W/kg, and according prediction interval are in the range from 7,83 to 9,95 W/kg; for $T_{ec} = 180 \mu s$ specific losses according to confidence interval are in the range from 11,68 to 11,89 W/kg, and according prediction interval are in the range from 10,73 to 12,85 W/kg.

The correlation coefficient R is 0,98, which means that there is a very strong, direct dependence of the specific losses on the eddy current time constant T_{ec} . And the coefficient of determination R^2 is 0,961, which means that 96,1% of the variability of the specific losses is explained by T_{ec} .

Selection by the relationship between the time constant of eddy currents and geometrical dimensions for high-quality magnetic circuits

Table 2 shows a selection of the relationship between the time constant of eddy currents T_{ec} in magnetic cores at fixed P_{spec} and different geometries of high-quality charge magnetic cores. The 45 independent observations obtained from the results of experiments conducted in the ENERCIS UKRAINE LLC company and the ‘Miskvodokanal’ of Sumy City Council contain 9 groups of 5 motor cores, ordered by increasing power, which corresponds to the variable geometry of magnetic cores. The magnetic cores of all these 4A series motors had specific losses $P_{spec} = \sim 4 \frac{W}{kg}$ at $f = 50 \text{ Hz}$ and $B = 1 \text{ T}$, which is acceptable quality wise.

Table 2 - Relationship of specific losses in defect-free magnetic cores with T_{ec} in IMs of different size [3]

Series	P, kW	Specific losses (1/50 T/Hz)/Eddy currents time constant T_{ec}				
W22 80B4	0,75	2,97/32	3,23/41	3,78/46	3,15/51	2,9/34
W22 90S4	1,1	3,85/42	2,7/31	3,13/45	3,25/39	3,4/42
W22 90L4	1,5	2,35/26	2,9/33	3,2/41	3/38	3,2/43
W22 100L4	2,2	3,42/46	3,75/50	3/42	2,95/42	2,8/27
W22 100LB4	3,0	3,4/40	3,56/46	3,45/43	3,2/38	3,15/37
W22 112M4	4,0	3,8/43	3,65/48	3,4/47	3,63/52	3,43/39
W22 132S4	5,5	3,65/46	3,35/42	3,1/46	3,6/40	3,3/38
W22 132M4	7,5	3,9/56	3,74/44	3,2/33	3,48/48	4,1/56
W22 160L	15	3,8/53	3,45/54	3,6/47	3,2/34	3,1/30

Statistical analysis involves finding the distribution function of a given random variable x . The Gaussian (or normal) distribution has a standard density and distribution function [6]:

$$p(z) = (\sqrt{2\pi})^{-1} e^{-\frac{z^2}{2}} \tag{21}$$

where z – random variable that looks like:

$$z = \frac{x - \mu_x}{\sigma_x} \tag{22}$$

where μ_x and σ_x – the corresponding mean and standard deviation of the random variable $x(T_{ec})$.

Let’s perform the calculation using the data in table 2 and estimate the mean value of a random variable:

$$\bar{x} = \mu_x = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i = 42,93 \tag{23}$$

The variance of a random variable:

$$\sigma_x^2 = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (x_i - \bar{x})^2 = 69,57 \tag{24}$$

The probability density function is shown in figure 3, and the distribution function is shown in figure 4.

As can be seen, this function almost perfectly corresponds to the Gaussian distribution function of a random variable, unimodal, monotonically varying on both sides of the mode. The fact that the above function obeys the law of normal distribution allows us to assert that the diagnostic parameter for high-quality magnetic cores is practically independent of changes in the geometry of magnetic cores.

Next, we need a parameter estimation procedure associated with the construction of an interval in which the estimated parameter T_{ec} is located with a known degree of confidence. Let the sample mean \bar{x} , found from N independent observations of the random variable $x(T_{ec})$, be used as an estimate of the mean μ_x . Usually it is of interest to estimate μ_x in terms of some interval $\bar{x} \pm \alpha$, in which μ_x falls with a given degree of confidence. Such intervals can be constructed if the sample distributions of the estimates in question are known.

It is known that the following probabilistic statement can be made about the values of the sample mean [7]:

$$Prob \left[Z_{1-\alpha} < \frac{(\bar{x} - \mu_x)\sqrt{N}}{\sigma_x} \leq Z_{\alpha} \right] = 1 - \alpha \tag{26}$$

Formally, this statement is true before the sample is drawn and x is calculated. Once the sample is obtained, the value of x becomes a fairly definite number, not a random variable. Accordingly, it can be said that the probabilistic statement contained in formula (26) loses its meaning, since the value $\frac{(\bar{x} - \mu_x)\sqrt{N}}{\sigma_x}$ either falls within the specified limits or does not. In other words, after obtaining the sample, the following statement is formally correct:

$$Prob \left[Z_{1-\alpha} < \frac{(\bar{x} - \mu_x)\sqrt{N}}{\sigma_x} \leq Z_{\alpha} \right] = \{0, 1\} \tag{27}$$

Usually, the true value of the probability (27), which is either zero or one, is unknown. However, with the decrease of α (increase of the interval between $Z_{\frac{1-\alpha}{2}}$ and $Z_{\frac{\alpha}{2}}$), it is reasonable to assume that this probability is more likely to be one than zero. In other words, if many samples are taken and the value of x is calculated for each of them, then we can expect that the value involved in formula (27) will fall into the specified interval with a relative frequency approximately equal to $1 - \alpha$. With this approach, it can be argued that there is an interval in which the value $\frac{(\bar{x} - \mu_x)\sqrt{N}}{\sigma_x}$ falls with a higher degree of confidence.

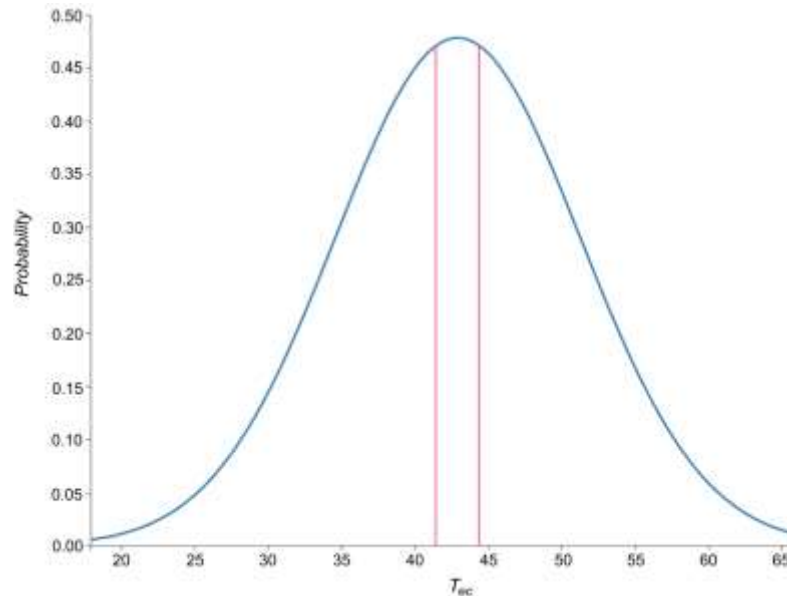


Figure 3 - Probability density function

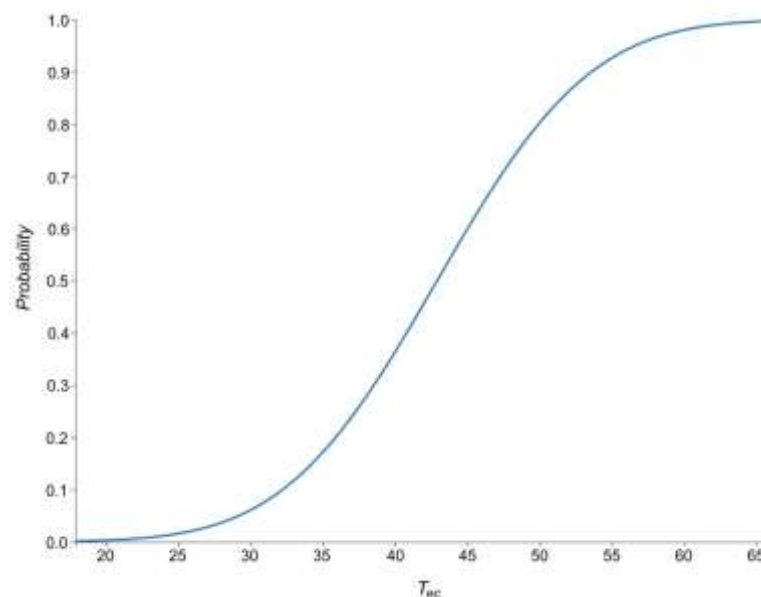


Figure 4 – Distribution function

Such statements are called confidence statements. The interval over which the statement is made is called the confidence interval. The degree of confidence associated with a confidence statement is called the confidence level. When estimating the mean, the confidence interval for the mean μ_x can be constructed from a sample value of \bar{x} by rearranging the terms in the formula:

$$\bar{x} - \frac{\sigma_x Z_{\frac{\alpha}{2}}}{\sqrt{N}} \leq \mu_x < \bar{x} + \frac{\sigma_x Z_{\frac{\alpha}{2}}}{\sqrt{N}} \quad (28)$$

If σ_x is known, then the confidence interval for μ_x can be constructed from sample values of x and S by rearranging the terms in the formula:

$$\left[\bar{x} - \frac{St_{n, \frac{\alpha}{2}}}{\sqrt{N}} \leq \mu_x < \bar{x} + \frac{St_{n, \frac{\alpha}{2}}}{\sqrt{N}} \right], n = N - 1 \quad (29)$$

In formulas (26, 27), the properties $Z_{1-\frac{\alpha}{2}} = -Z_{\frac{\alpha}{2}}$ are used. These intervals correspond to a confidence level of $1 - \alpha$. Accordingly, the confidence statement is as follows: the true value of μ_x falls within the specified interval with a confidence level of $1 - \alpha$ or (in generally accepted terms) with a confidence level of $100 * (1 - \alpha)\%$. Similar statements can be made for any parameter estimates, as long as the corresponding sample distributions are known. The following formula allows us to construct a confidence interval with a confidence level of $1 - \alpha$ for the variance σ_x^2 from the sample variance S^2 calculated from a sample of size N :

$$\frac{nS^2}{\chi_{n/2}^2} \leq \sigma_x^2 < \frac{nS^2}{\chi_{n/2}^2}, n = N - 1 \quad (30)$$

where χ_n^2 is the chi-squared distribution of x , n is the degree of freedom N . In our case, the sample contains $N = 45$ independent observations of the distributed random variable x (the mean μ_x for good quality magnetic cores of different geometries).

Let us find 90 percent confidence intervals for the mean and variance of a random variable x . According to formula (29), a confidence interval with a confidence level of $1 - \alpha$ for the mean μ_x is calculated based on the sample mean \underline{x} and variance S^2 with a sample size of $N = 45$:

$$\left[\left(\underline{x} - \frac{St_{44; \frac{\alpha}{2}}}{\sqrt{45}} \right) \leq \mu_x < \left(\underline{x} + \frac{St_{44; \frac{\alpha}{2}}}{\sqrt{45}} \right) \right] \quad (31)$$

From the table of percentage points of the Student's t -distribution given in the source [8], we find for $\alpha = 0,1$; $t_{44; \frac{\alpha}{2}} = t_{44; 0,05} = 1,3011$, so the interval is as follows:

$$\left[(\underline{x} - 0,194S) \leq \mu_x < (\underline{x} + 0,194S) \right] \quad (32)$$

According to formula (30), the confidence interval for the variance σ_x^2 with confidence level $1 - \alpha$ is calculated based on the sample variance S^2 with a sample size of $N = 45$:

$$\left[\frac{44S^2}{\chi_{44; \frac{\alpha}{2}}^2} \leq \sigma_x^2 < \frac{44S^2}{\chi_{44; 1-\frac{\alpha}{2}}^2} \right] \quad (33)$$

From the table of percentage points given in the source [8], the χ -squared of the distribution for $\alpha = 0,1$ is $\chi_{44; \frac{\alpha}{2}}^2 = \chi_{44; 0,05}^2 = 56,37$ and $\chi_{44; 1-\frac{\alpha}{2}}^2 = \chi_{44; 0,95}^2 = 32,49$ so the interval takes the form:

$$(0,78S^2) \leq \sigma_x^2 < (1,35S^2) \quad (34)$$

It remains to substitute the sample mean and sample variance into the formulas for the confidence intervals. Sample mean:

$$\underline{x} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N x_i = 42,93 \quad (35)$$

and, sample variance:

$$S^2 = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N (x_i - \underline{x})^2 = 69,57 \quad (36)$$

Thus, confidence intervals with a 90% confidence level for the mean and variance of a random variable x are as follows:

$$41,31 \leq \mu_x < 44,55 \quad (37)$$

$$54,27 \leq \sigma_x^2 < 93,92 \quad (38)$$

this area is shown in figure 3.

The study suggests that the distribution of high-quality magnetic cores along μ_x can be performed with a very high level of accuracy for any core geometry, provided that the μ_x value itself can be accurately determined.

Conclusions

Transient processes in circuits with ferromagnets were analysed. The analytical and statistical analysis based on the results of experiments on real samples confirms the theoretical conclusions of the possibility of estimating the specific losses in magnetic cores by the parameters of transients. A significant correlation between the specific losses in magnetic cores and the transient time constant has been established, the regression dependence has been determined, and confidence intervals have been calculated to assess the accuracy of the measurement parameters.

It is shown that the main destabilising factor affecting the reliability of the results is the failure to take into account the magnetic delay component in hysteresis phenomena, as well as the geometry of the parasitic circuit closure of eddy currents.

References

1. Taran V.P. (1983) Diagnostyuvannya electroustatkuvannya, Kyiv, Technics. [Diagnostics of electrical equipment] [in Ukrainian]
2. Lammeraner Jiří, Stafel Miloš, "Virivé proudy", Státní nakladatelství technické literatury, Praha, pp. 1–27, 1968.
3. Ihnatiuk Y. Diagnostics of magnetic cores of electric machines under high-frequency influences: PhD thesis, 05.09.01/ Yevhen Ihnatiuk. - Kyiv, 2024. - 224 p.
4. R. Dennis Cook; Sanford Weisberg Criticism and Influence Analysis in Regression, Sociological Methodology, Vol. 13., pp. 313–361, 1982.
5. Charnes, A.; Frome, E. L.; Yu, P. L. (1976). "The Equivalence of Generalized Least Squares and Maximum Likelihood Estimates in the Exponential Family". Journal of the American Statistical Association. 71 (353): 169–171. doi:10.1080/01621459.1976.10481508.
6. Gurland, John; Tripathi, Ram C., "A Simple Approximation for Unbiased Estimation of the Standard Deviation", The American Statistician, 25, 1971, pp. 30–32, doi:10.2307/2682923.
7. Neyman, J. "Outline of a Theory of Statistical Estimation Based on the Classical Theory of Probability". Philosophical Transactions of the Royal Society A. 236 (767): pp. 333–380, 1937. doi:10.1098/rsta.1937.0005.
8. Julius S. Bendat, Allan G. Piersol, Random Data: Analysis and Measurement Procedures, Wiley, Hoboken, N.J., 2010.

В. В. Чумак¹, канд. техн. наук, доцент, ORCID 0000-0001-8401-7931
В. А. Баженов¹, канд. техн. наук, доцент, ORCID 0000-0003-1622-5207
Р. П. Духно¹, магістр, ORCID 0009-0008-9506-2234
Є. С. Ігнатюк¹, док. філос., асистент, ORCID 0000-0002-4675-8728
О. В. Вишневецький¹, асистент, ORCID 0000-0001-7814-9030
¹Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

АНАЛІТИЧНІ ТА СТАТИСТИЧНІ ОЦІНКИ МЕТОДИКИ ОЦІНЮВАННЯ ЯКОСТІ ШИХТОВАНИХ МАГНІТОПРОВІДІВ

В роботі вирішене актуальне питання підвищення надійності роботи електромеханічних перетворювачів з шихтованим сталевим магнітопроводом шляхом здійснення ефективних заходів по діагностуванню стану якості ламінованого осердя. Запропоновано метод оцінки якості ламінованих магнітопроводів з ізольованими листами, який ґрунтується на аналізі відклику електромагнітних взаємопов'язаних контурів на тестові швидкоплинні процеси з метою оцінки розвиненості дефектів міжлистової ізоляції та концентрації паразитних вихрових струмів, що пов'язані з питомими втратами в магнітопроводі, що є нормативним методом оцінки магнітопроводу, найбільш наближеним до роботи електричної машини в реальних умовах. Враховуючи складність та трудоемність нормативних методів контролю якості осердь обґрунтована оцінка зв'язку постійної часу загасання вихрових струмів з питомими втратами в магнітопроводі дозволить суттєво спростити методику випробувань, реалізація якої не потребує складної та дорогої апаратури та високої кваліфікації обслуговуючого персоналу. В статті крім фізичного зв'язку показано статистичний зв'язок між постійною часу загасання вихрових струмів та питомими витратами на низці реальних магнітопроводів і проведена статистична обробка результатів експериментальних даних. Отримана лінійна регресивна залежність та оцінено коефіцієнт кореляції, що підтверджує значущу залежність між наведеними вище складниками на прикладі магнітопроводів різної геометрії. Оцінено довірчі інтервали щодо бездефектних і дефектних магнітопроводів з врахуванням геометричних розмірів, потужностей та кількості полюсів досліджуваних електродвигунів.

Ключові слова: *Магнітопов'язані контури, постійна часу загасання, питомі втрати в магнітопроводі, надійність, залишковий ресурс ізоляції, шихтовані магнітопроводи*

Надійшла: 01.08.2024
Received: 01.08.2024

ВИЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ МАТЕМАТИЧНОЇ МОДЕЛІ СИСТЕМИ ВОДОПОСТАЧАННЯ БАГАТОПОВЕРХОВОГО БУДИНКУ ЗА ЗМІНИ ВХІДНОГО ТИСКУ

Досліджено перспективи поліпшення енерго- та ресурсоефективності систем водопостачання. Проаналізовано особливості роботи системи водопостачання багатоповерхового житлового будинку за умов збільшення тиску на вході систем водопостачання. Розроблено математичні і програмні засоби для формування рекомендацій з впровадження енерго- та ресурсозберігаючих підходів при проектуванні систем водопостачання багатоповерхових будинків. З метою розробки уточненого математичного забезпечення для розробки рекомендацій з підвищення енергоефективності систем водопостачання виконано уточнення розрахунків водоспоживання багатоповерхового будинку, отримано вирази розподілу величин водоспоживання за поверхами. Запропоновано і обґрунтовано застосування показника робочого режиму системи: потреби споживачів у воді, як величини водоспоживання за мінімально достатнього вхідного тиску. Відповідно до циклограми споживання води користувачами будинку, визначено потребу у воді, єдину для усіх поверхів. Розроблено методологію розрахунку водоспоживання кожним окремим поверхом за експериментальними результатами зміни водоспоживання будинку із зміною вхідного тиску. Досліджено вплив величини надлишкового тиску на вході будинку на величину водоспоживання його мешканцями. На прикладі семиповерхового будинку встановлено, що через надлишковий тиск у системі, за однакової потреби мешканців у воді, різниця споживання між першим та сьомим поверхом може становити 9%. Отримано результати розрахунків витрат для нульового значення надлишкового тиску на вході системи водопостачання; отримано результати розрахунків витрат для надлишкових тисків що відповідають 1, 2, 3 та 4 атм. Для дослідженого прикладу семиповерхового будинку розраховано ймовірні річні збільшення витрат води для кожного з зазначених вище надлишкових тисків, що складають 4718, 9400, 14070 та 18696 м³ відповідно.

Ключові слова: системи водопостачання, енергоефективність, зонне водопостачання, електромеханічні системи

За даними «Світового Банку» [1], зараз 56% населення світу живе у містах. Очікується, що до 2050 року збережеться тенденція збільшення кількості міського населення: воно подвоїться порівняно з теперішнім часом, і майже 7 з 10 людей будуть жити у містах. Відповідно до [2] під час експлуатації багатоповерхових будинків, третина енергії, що витрачається на перекачку води, витрачається на її підйом, і чим вище будинок, тим більшою є ця частка. Що до України: за даними [3] комунальні господарства, в загальній структурі енергоспоживання країни, займають долю у 16%. Відповідно, з часом вона може зрости до 20%. Отже, з часом буде рости попит як на електроенергію, так і на воду – буде зростати попит на енергоефективні системи водопостачання.

У державних будівельних нормах [4] зазначається, що якщо через геометричну висоту будівлі тиск на першому поверсі перевищує певну допустиму величину, має бути застосовано зонне водопостачання. У [5] визначають цю величину і такою величиною є тиск 0.6 МПа. Доцільність використання зонного водопостачання, крім зазначеної у [4] причини – зниження тиску відповідно до встановлених норм, обумовлюється метою підвищення енергоефективності системи водопостачання. За результатами дослідження [6] ефективність системи з дворівневими стояками (зонне водопостачання) є більшою на 30% за систему з одним стояком. У роботі [6] побудова математичної моделі і дослідження ЕМС водопостачання багатоповерхового будинку виконані у припущенні рівномірного споживання води за поверхами для кожного періоду циклограми водопостачання. Відповідно до [7] збільшення тиску у системі водопостачання на вході будинку є причиною збільшення споживання води його мешканцями. Встановлено, що збільшення споживання зростає на 5-8% на кожен атмосферу перевищення тиску. Це може бути пов'язано із застосуванням застарілого сантехнічного обладнання та особливостей використання води споживачами.

Тобто, експериментальні дані свідчать про залежність водоспоживання від величини тиску у системі. Відповідно до цього, враховуючи зміну тиску із зміною поверху, початкові умови, щодо моделювання з рівномірним водоспоживанням за поверхами, потребують уточнення.

Метою роботи є побудова уточнених математичних і програмних засобів аналізу споживання води у багатоповерховому будинку з урахуванням впливу різних величин тиску на вході системи водопостачання. Для досягнення мети необхідно: розробити математичні моделі водопостачання

багатоповерхового будинку, що уточнені з урахуванням даних про залежність водоспоживання від вхідного тиску; визначити параметри даних моделей; дослідити вплив зміни тиску на споживання; надати рекомендації на основі отриманих результатів.

Матеріали та результати досліджень

Припущення у [6] про рівномірність водоспоживання за поверхами було обумовлене усередненням кількості мешканців за поверхами і подібністю їх режимів водоспоживання без урахування технічних особливостей системи щодо збільшення витрат води із збільшенням вхідного тиску. Прийmemo, що закономірності впливу вхідного тиску на водоспоживання є однаковими для всіх поверхів. У цьому разі, за усереднення кількості мешканців за поверхами і подібністю їх потреб у воді, узагальнюючим показником робочого режиму може виступати **потреба споживачів у воді**. Потребою у даному випадку є та кількість води, яку споживають мешканці при мінімальному але достатньому для комфортного користування тиску, в тому числі, відповідно зазначених у ДБН норм. Тобто потреба в «чистому вигляді» - це та кількість води, яка споживається мешканцями останнього поверху при найменшому гідравлічному опорі (максимально відкритих вентилях) [8] у випадку застосування системи регулювання насосом із стабілізацією тиску в найбільш віддаленій точці. Для нерегульованої оптимальної системи дана потреба буде відповідати споживанню тільки у період максимуму циклограми водоспоживання. У інші періоди на останньому поверсі буде надлишковий тиск.

Для дослідження розглянуто будинок у сім поверхів. Подальші розрахунки виходять з того припущення, що потреба у воді для кожного поверху однакова. На поверхах нижче останнього витрати будуть відрізнятися саме на різницю впливу надлишкових тисків. На першому етапі будемо виходити з умови – 5% на кожен надлишкову атмосферу тиску (у подальшому, даний параметр буде уточнено за експериментальними даними). Визначимо систему рівнянь для розрахунку потреби у воді у період максимуму циклограми – тобто витрати на сьомому поверсі, які позначимо Q_7 . У припущенні сталості гідравлічних опорів ділянок стояку за поверхами [6] можна визначити витрати за поверхами:

$$Q_6 = Q_7 [1 + (h_7 + RQ_7^2) f]$$

$$Q_5 = Q_7 [1 + (h_7 + h_6 + RQ_7^2 + R(Q_7 + Q_6)^2) f]$$

$$Q_i = Q_k + fQ_k \sum_{j=i+1}^k \left[h_j + R \left(\sum_{q=j}^k Q_q \right)^2 \right],$$

де Q_i – подача на i -му поверсі; k – кількість поверхів; h_j – різниця висот між поверхами; R – гідравлічний опір ділянки стояку одного поверху; $f = \frac{F}{100 \cdot 10}$ – коефіцієнт, що враховує зміну подачі в залежності від перевищення тиску відносно мінімально достатнього (перевищення тиску визначається за величиною перевищення напору із умовою, що 1 атмосфера відповідає 10 м водяного стовпа). Відповідно до вказаного вище відсоток перевищення дорівнює: $F = 5 \dots 8\%$. Для даного дослідження обрано значення $F=5\%$.

Сумарні витрати споживачів всіх поверхів (відповідають подачі насосу) становлять:

$$Q = Q_k + \sum_{i=1}^{k-1} [Q_i] = kQ_k + fQ_k \sum_{i=1}^{k-1} \left\{ \sum_{j=i+1}^k \left[h_j + R \left(\sum_{q=j}^k Q_q \right)^2 \right] \right\} \quad (1)$$

Еквівалентні втрати напору у розгалуженій гідравлічній мережі будинку, які відповідають напору насосу, становлять:

$$H_m = H_{st} + k_{R1} RQ^2 + k_{Rk} RQ_k^2 + R \sum_{i=2}^{k-1} \left(\sum_{q=i}^k Q_q \right)^2, \quad (2)$$

де $H_{st} = \sum_{i=1}^k h_i$ – статичний напір води на останньому поверсі; k_{R1}, k_{Rk} – коефіцієнти збільшення гідравлічного опору поверху у загальній схемі гідравлічної мережі у відносних одиницях опору стояку даного поверху з урахуванням: для останнього поверху – трубопроводу його горизонтальної розводки, для першого – трубопроводу від стояку до насосу, [6].

З розв'язку рівнянь (1) та (2) визначимо витрати Q_7 при максимальній подачі та опір R . Розв'язок системи рівнянь здійснюється для точки максимальної подачі у робочому діапазоні насосу. При цьому вважаємо, що: напір насосу є мінімально достатній для забезпечення споживачів на останньому поверсі; величина гідравлічних опорів відповідає максимальній енергоефективності режиму роботи із даною робочою точкою (за мінімального опору вентилів останнього поверху); насос обрано із відповідністю його максимальної робочої подачі і максимуму циклограми водоспоживання. Максимум подачі за даних умов забезпечує насосний агрегат К-20/30 де ці подача і тиск складають відповідно – $Q''=23,3 \text{ м}^3/\text{год}$ та $H''=23,2 \text{ м}$. Відповідно до [6] також приймемо що $h_i = 2,8$ і $k_{Rk} = 250$ (у коефіцієнті $k_{Rk} = 250$ враховані: гідравлічний опір труб розводки квартирою до найвіддаленішої точки в мережі, місцеві опори запірних вентилів, кутників, трійників тощо) і, що $k=7$; $k_{R1} = 1$. В результаті розрахунку отримано, що опір складає дорівнює: $R = 0,0008937 \text{ год}^2/\text{м}^5$; потреби для даного періоду максимуму циклограми становлять: $Q_7 = 3,176 \text{ м}^3/\text{год}$.

Для розв'язку рівнянь (1) та (2) було застосовано ітераційний метод. Для його реалізації використано функціональну можливість Matlab – бібліотечний блок «Algebraic constraint». Фрагмент реалізації показано на рис. 1

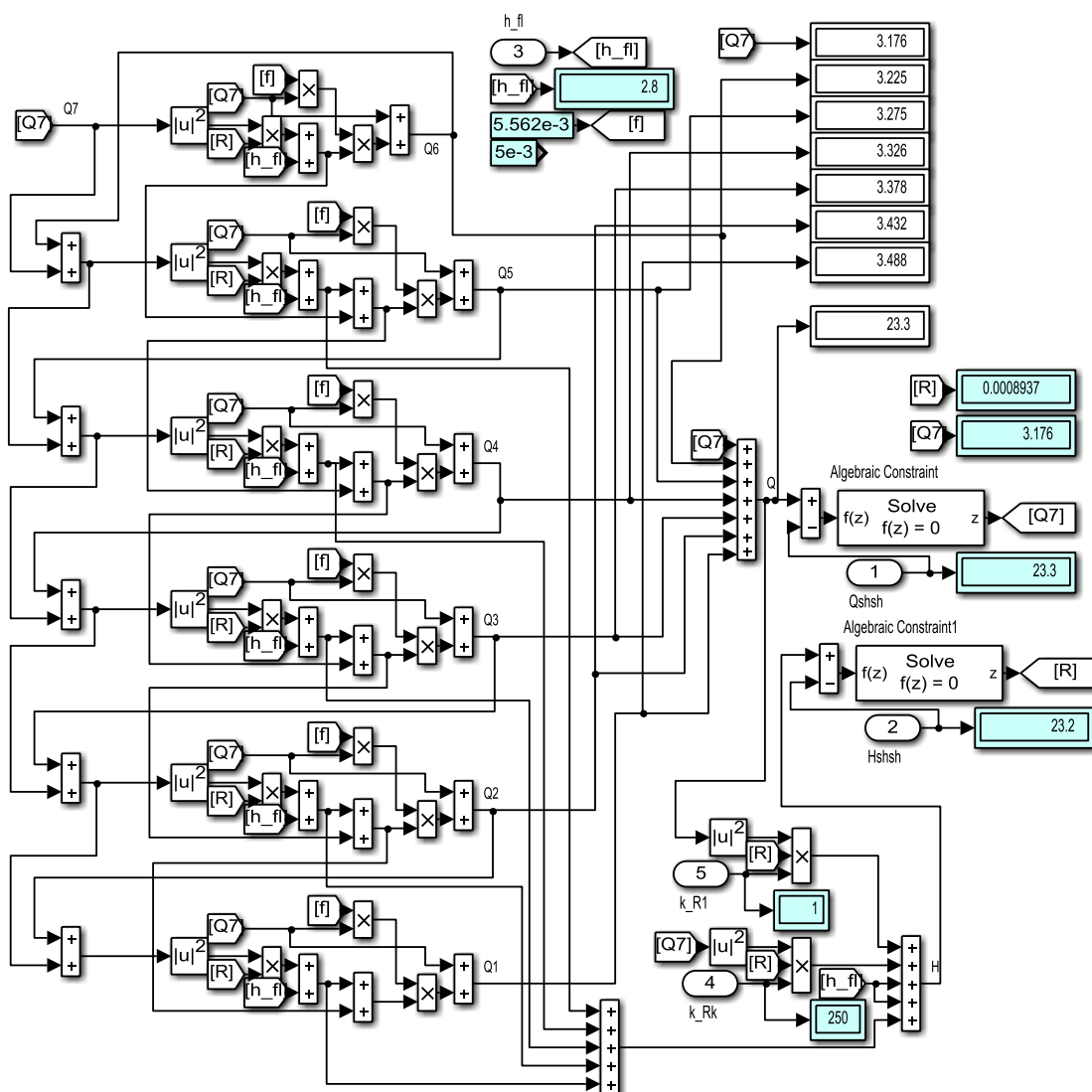


Рисунок 1 – Підпрограма розв'язку нелінійних рівнянь (1), (2) із застосуванням бібліотечних блоків Algebraic constraint

Отримавши величину R , можна переходити до розрахунків потреб для інших періодів циклограми із врахуванням вище згаданої умови: заданого збільшення витрати на кожну одну атмосферу перевищення

тиску. Але для цього треба визначити $H_{r\min}$ – мінімальний потрібний напір на поверсі (відповідає напору останнього поверху за ділянки циклограми з максимальною подачею). За даної мети трансформуємо вираз падіння напору у гідравлічній мережі останнього поверху (у ділянці стояку і у мережі розводки квартирою до найвіддаленішої точки):

$$k_{Rk}RQ_k^2 = RQ_k^2 + k_{Rk}RQ_k^2 - RQ_k^2 = RQ_k^2 + R(k_{Rk} - 1)Q_k^2,$$

і запишемо вираз мінімального потрібного напору на поверсі (витрати відповідають потребі для максимуму циклограми $Q_k = Q_{r\max}$):

$$H_{r\min} = H_m - H_{st} - k_{R1}RQ^2 - R \sum_{i=2}^k \left(\sum_{q=i}^k Q_q \right)^2 = R(k_{Rk} - 1)Q_k^2, \quad (3)$$

Після визначення $H_{r\min}$, для заданих умов дослідження ($k=7$) і відповідно до визначеної величини Q_7 , можна визначити потребу у воді на поверх за ділянками циклограми (за умови, що надлишковий напір на вході до будинку $H_\Delta = 0$):

$$\begin{aligned} Q_{1c} &= Q_{rc} + fQ_{rc} \left[H_{pc}(Q_c) + H_\Delta - H_{r\min} - k_{R1}RQ_c^2 - h_1 \right], \\ Q_{2c} &= Q_{rc} + fQ_{rc} \left[H_{pc}(Q_c) + H_\Delta - H_{r\min} - k_{R1}RQ_c^2 - h_1 - h_2 - R(Q_c - Q_{1c})^2 \right], \\ Q_{3c} &= Q_{rc} + fQ_{rc} \left[H_{pc}(Q_c) + H_\Delta - H_{r\min} - k_{R1}RQ_c^2 - h_1 - h_2 - h_3 - R(Q_c - Q_{1c})^2 - R(Q_c - Q_{1c} - Q_{2c})^2 \right]; \\ &\dots \\ Q_{ic} &= Q_{rc} + fQ_{rc} \left\{ H_{pc}(Q_c) + H_\Delta - H_{r\min} - k_{R1}RQ_c^2 - h_1 - \sum_{j=2}^i \left[h_j + R \left(Q_c - \sum_{q=j-1}^{i-1} Q_{qc} \right)^2 \right] \right\}; \\ Q_c &= k \left\{ Q_{rc} + fQ_{rc} \left[H_{pc}(Q_c) + H_\Delta - H_{r\min} - k_{R1}RQ_c^2 - h_1 \right] \right\} + \\ &+ fQ_{rc} \sum_{i=2}^k \left\{ H_{pc}(Q_c) + H_\Delta - H_{r\min} - \sum_{j=2}^i \left[h_j + R \left(Q_c - \sum_{q=j-1}^{i-1} Q_{qc} \right)^2 \right] \right\}, \quad (4) \end{aligned}$$

де Q_{ic} – витрати води i -го поверху за ділянки циклограми з номером c ; Q_{rc} – потреба у воді на поверх за ділянки циклограми з номером c ; $H_{pc}(Q_c)$ – напір насосу для ділянки циклограми з витратами Q_c , визначається за апроксимацією напірної характеристики насосу, [6].

Розв’язок нелінійного рівняння (4) відносно Q_{rc} для кожної ділянки циклограми з відомою Q_c за умови, що $H_\Delta = 0$, дозволяє визначити циклограму потреб. Ця інформація дозволяє визначити добові витрати по стояку Q_d , м³/добу із урахуванням заданої величини H_Δ :

$$Q_d = \sum_{c=1}^{N_c} T_c \left\{ kQ_{rc} + kfQ_{rc} \left[H_{pc}(Q_{c\Delta}) + H_\Delta - H_{r\min} - k_{R1}RQ_{c\Delta}^2 - h_1 \right] + fQ_{rc} \sum_{i=2}^k \left\{ H_{pc}(Q_{c\Delta}) + H_\Delta - H_{r\min} - \sum_{j=2}^i \left[h_j + R \left(\sum_{q=j}^k Q_{qc} \right)^2 \right] \right\} \right\}, \quad (5)$$

де N_c – кількість ділянок циклограми; T_c – тривалість ділянки циклограми у годинах.

Для визначення величини (5) треба на кожній ділянці циклограми здійснювати розв’язок нелінійного рівняння (4) відносно Q_c (у (5) ця величина позначена $Q_{c\Delta}$) з відомими Q_{rc} і H_Δ . Для надлишку напору 10 м добові витрати повинні збільшитись на 5%, якщо результат інший – повторюємо розрахунок із іншим f і ітераційним способом визначаємо величину цього параметру, яка відповідає експериментальним даним. У даному дослідженні уточнена величина f становила: $f = 5,562$.

Розробленими засобами, у середовищі Matlab розрахуємо значення витрат. Для розрахунків використано циклограму споживання [8]. Відповідно до [8] циклограма споживання води мешканцями семиповерхового будинку має вигляд: [2; 4; 6; 8; 10; 12; 16; 20] – масив витрат у м³/год; [4; 2; 3; 2; 2; 3; 3; 5] – відповідний масив проміжків часу зазначеного вище споживання (вимірюється у годинах). Розрахунки виконано для чотирьох значень НΔ: 10, 20, 30 та 40 м. Деталізацію розрахунків для НΔ 10 та 20 представлено у таблиці 1.

Таблиця 1 – Результати розрахунку витрат для надлишкових тисків НΔ = 10 та 20 м

Значення за циклограмою, м ³ /год	НΔ=10				НΔ=20			
	Розрахункове значення, м ³ /год	Різниця, м ³ /год	Час (за циклограмою), год	Разом, м ³	Розрахункове значення, м ³ /год	Різниця, м ³ /год	Час (за циклограмою, год)	Разом, м ³
20	20,99	0,99	5	4,95	21,96	1,96	5	9,8
16	16,81	0,81	3	2,43	17,62	1,62	3	4,86
12	12,62	0,62	3	1,86	13,24	1,24	3	3,72
10	10,52	0,52	2	1,04	11,04	1,04	2	2,08
8	8,422	0,422	2	0,844	8,843	0,843	2	1,686
6	6,317	0,317	3	0,951	6,635	0,635	3	1,905
4	4,213	0,213	2	0,426	4,426	0,426	2	0,852
2	2,106	0,106	4	0,424	2,212	0,212	4	0,848
Разом за добу				12,925				25,751

Аналіз результатів розрахунків показав, що залежність між тиском на вході системи і витратою є нелінійною. Сумарні добові значення збільшення витрат дають можливість оцінити збільшення річних витрат, для значень НΔ – 10, 20, 30 та 40 м: 4718, 9400, 14070 та 18696 м³ відповідно. Отже при надлишкових тисках у межах від однієї до чотирьох атмосфер річні збільшення витрат споживачами семиповерхового будинку вода до яких подається по одному стояку змінюються відповідно від 4718 до 18696 м³.

Для оцінки того, як розподіляються надлишкові витрати від першого поверху до сьомого, зроблено деталізацію за поверхами відповідно до рівняння (4). Результати розрахунку для $Q_c=20$ м³/год представлені у таблиці 2.

Таблиця 2 - Розподіл споживання за поверхами (м³/год)

	Q ₁	Q ₂	Q ₃	Q ₄	Q ₅	Q ₆	Q ₇
НΔ=0 м	2,99	2,944	2,9	2,856	2,813	2,771	2,729
НΔ=10 м	3,13	3,084	3,04	2,996	2,954	2,911	2,87

Результати розрахунків показують, що через надлишковість тисків збільшується споживання води мешканцями нижніх поверхів по відношенню до останнього поверху: для семиповерхового будинку ця різниця може складати 9%. Зменшення надлишкових тисків на перших поверхах підвищить енергоефективність системи водопостачання, та зменшить споживання води. Для систем водопостачання з одним стояком за умов роботи в оптимальному режимі, ефект застосування регулювання обмежений 23%, [8]. Можливості регулювання обмежені через те, що алгоритми регулювання забезпечують оптимальні умови на останньому поверсі і залишають надлишки напору на перших. В такому випадку, щоб зменшити надлишкові тиски і підвищити енергоефективність системи, разом із регулюванням доцільно застосувати і паралельне зонування [6].

Висновки

Розроблено уточнену математичну модель дослідження водоспоживання багатоповерхового будинку з урахуванням зміни тиску на вході системи водопостачання; визначено її параметри; проведено дослідження і надано кількісну оцінку впливу надлишковості тиску. За результатами дослідження встановлено, що надлишкові тиски, які виникають у системі, впливають на споживання води мешканцями: споживання за поверхами є нерівномірним і для мешканців семиповерхового будинку різниця споживання між першим та останнім поверхами складає 9%. Отримані результати призначено для уточненого аналізу і розробки рекомендацій з підвищення енерго- та ресурсоефективності системи водопостачання будинків, зокрема: застосування паралельного зонного водопостачання.

Список використаної літератури

1. Urban Development. Overview, 2023 <https://www.worldbank.org/en/topic/urbandevelopment/overview>
2. Yang Zhou, Eric Wai Ming Lee, Ling-Tim Wong, Kwok-Wai Mui. Modeling Study of Design Flow Rates for Cascade Water Supply Systems in Residential Skyscrapers. Water. 2019. Vol. 11(12). 2580. DOI: <https://doi.org/10.3390/w11122580>.
3. Сніжко С., Шевченко О., Дідовець Ю. Аналіз впливу кліматичних змін на водні ресурси України (повний звіт)// Центр екологічних ініціатив «Екодія», 2021, 68 с.
4. Державні будівельні норми України, Внутрішній водопровід та каналізація, Частина I. Проектування, частина II. Будівництво, ДБН В.2.5-64:2012, Київ, Міністерство регіонального розвитку, будівництва та житлово-комунального господарства України, 2013 – 122 с.
5. Державні будівельні норми України, Внутрішній водопровід та каналізація, Частина I. Проектування, частина II. Будівництво, ДБН В.2.5-64:2012 (зміна №1, остаточна редакція), Київ, Міністерство регіонального розвитку, будівництва та житлово-комунального господарства України, 2018 – 12 с.
6. Попович О.М., Яшин Р. В. Дослідження енергоефективності електромеханічної системи водопостачання багатоповерхового будинку із дворівневими стояками, Технічна електродинаміка, 2023 №1, DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2023.01.042>
7. Suchacek T., Tuhovcak L., Rucka J., Sensitivity analysis of water consumption in an office building, E3S Web of Conferences 30, 01002 (2018) Water, Waste water and Energy in Smart Cities, DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20183001002>
8. Бібік О.В., Попович О.М., Шевчук С.П. Енергоефективні режими електромеханічної системи насосної установки багатоповерхового будинку. Технічна електродинаміка. 2016. № 5. С. 38-45. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.05.038>

R. Yashyn¹, Ph. D. student, ORCID 0000-0002-4887-030X

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

DETERMINATION OF THE PARAMETERS OF THE MATHEMATICAL MODEL OF THE WATER SUPPLY SYSTEM OF A HIGH-STORY BUILDING UNDER CHANGES IN THE INLET PRESSURE

Prospects for improving the energy and resource efficiency of water supply systems have been studied. The peculiarities of the operation of the water supply system of a multi-story residential building under conditions of increased pressure at the entrance of the water supply system are analyzed. Mathematical and software tools have been developed for the formation of recommendations for the implementation of energy- and resource-saving approaches in the design of water supply systems of multi-story buildings. In order to develop a refined mathematical support for the development of recommendations for improving the energy efficiency of water supply systems, the water consumption calculations of a multi-story building were refined, and the expressions for the distribution of water consumption values by floor were obtained. The use of an indicator of the operating mode of the system is proposed and justified: consumer needs for water as the amount of water consumption at a minimum sufficient input pressure. According to the cyclogram of water consumption by users of the building, the need for water, which is the same for all floors, is determined. A methodology for calculating water consumption by each individual floor based on the experimental results of changes in water consumption of the building with changes in inlet pressure has been developed. The influence of the amount of excess pressure at the entrance of the house on the amount of water consumption by its residents was studied. It has been established that due to excess pressure in the system, for a seven-story building, for same resident's need for water, the difference in consumption between

the first floor and the seventh floor can be 9%. The results of flow calculations for zero excess pressure at the water supply system inlet were obtained; the results of flow calculations for excess pressures corresponding to 1, 2, 3 and 4 atm were obtained. For the studied example of a seven-story building, the probable annual increase in water consumption for each of the above-mentioned excess pressures, which are 4718, 9400, 14070 and 18696 m³, respectively, was calculated.

Keywords: *water supply systems, energy efficiency, zone water supply, electromechanical systems*

References

1. Urban Development. Overview, 2023 <https://www.worldbank.org/en/topic/urbandevelopment/overview>
2. Yang Zhou, Eric Wai, Ming Lee, Ling-Tim Wong, Kwok-Wai Mui. Modeling Study of Design Flow Rates for Cascade Water Supply Systems in Residential Skyscrapers. *Water*. 2019. Vol. 11(12). 2580. DOI: <https://doi.org/10.3390/w11122580>.
3. Snizhko S., Shevchenko O., Didovets Yu. Analysis of the impact of climate change on water resources of Ukraine (full report)// Center of Environmental Initiatives "Ekodiya", 2021, 68 p.
4. State building regulations of Ukraine, Internal water supply and sewerage, Part I. Design, Part II. Construction, DBN V.2.5-64:2012, Kyiv, Ministry of Regional Development, Construction and Housing and Communal Services of Ukraine, 2013 – 122 p.
5. State building regulations of Ukraine, Internal water supply and sewerage, Part I. Design, Part II. Construction, DBN V.2.5-64:2012 (amendment #1, final edition), Kyiv, Ministry of Regional Development, Construction and Housing and Communal Services of Ukraine, 2018 - 12 p.
6. O.M. Popovych, R.V. Yashin. Research of the energy efficiency of the electromechanical water supply system of a multi-story building with two-level risers, *Technical Electrodynamics*, 2023 No. 1, DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2023.01.042>
7. Suchacek T., Tuhovcak L., Rucka J., Sensitivity analysis of water consumption in an office building, *E3S Web of Conferences* 30, 01002 (2018) *Water, Wastewater and Energy in Smart Cities*, DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/20183001002>
8. Bibik O.V., Popovych O.M., Shevchuk S.P. Power effective modes electromechanical system of pump installation of the multi-storey building. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 5. Pp. 38-45. (Ukr). DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.05.038>

Надійшла: 18.01.2024

Received: 18.01.2024

ТЕХНОЛОГІЇ ТА ОБЛАДНАННЯ В ЕНЕРГЕТИЦІ

TECHNOLOGIES AND EQUIPMENT IN ENERGY

УДК 621.0:620

DOI 10.20535/1813-5420.3.2024.314533

S. Kobrynchuk¹, student, ORCID 0009-0009-9407-2980

M. Ieremenko², ORCID 0000-0002-5411-7920

¹National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute”

²State enterprise “State Scientific and Technical Center for Nuclear and Radiation safety”

OPTIMIZATION OF POWER LOAD FOLLOWING MODES FOR VVER-1000

The need to involve nuclear power plants in daily power regulation is driven by the gradual increase in the share of renewable energy sources in the Unified Energy System (UES) of Ukraine. Additionally, the conditions for implementing measures to address climate change and deteriorating operating conditions of the UES in the face of economic changes play a significant role. There is an increased demand for maneuverable capacity to ensure the fulfillment of the daily electricity consumption schedule. However, the existing daily power regulation mode for PWR-1000 in Ukraine has significant drawbacks.

Therefore, this paper proposes a method for optimizing the daily power regulation mode, examines the shortcomings of the existing power regulation method at nuclear power plants with PWR-1000 reactors in Ukraine, and suggests an approach for their elimination — utilizing the so-called "grey" rod clusters for power load following in this mode.

Keywords: VVER-1000, power maneuvering, daily power regulation, "grey" rod clusters, DYN3D.

Testing the Maneuverability of VVER-1000 (KhNPP-2)

Let's take a closer look at the mode of daily power regulation, which involves unloading-loading of the VVER-1000 nuclear power plant unit according to a clear algorithm, within a strict range and at a rate of change of the reactor power (established by the technological regulation of safe operation). It is important to ensure strict control over compliance with the parameters of the power unit operation in accordance with the requirements of nuclear and radiation safety norms and rules.

So far, the implementation of the daily power regulation mode for the active zone, fully formed with TVZA (thermal dissipation assembly of alternative designs), is underway at the second unit of the Khmelnytsky Nuclear Power Plant. During the second fuel campaign in 2006, experimental tests of the daily power regulation mode were successfully conducted for two moments of the fuel campaign (at the beginning of the fuel campaign - starting from the 106th effective day and in the middle of it - starting from the 175th effective day). Additionally, experimental operation of the daily power regulation mode for the second unit of the Khmelnytsky Nuclear Power Plant was carried out in the tenth fuel campaign.

As a result of these tests, violations of the limits and conditions of safe operation of the power unit were recorded, but certain measures were implemented, and at the final stage of testing, a stable state of the reactor unit was achieved. Thus, the presented capability ensures the parameters of the active zone and fuel in transient modes within limits that do not lead to fuel cladding failure due to the occurrence of fuel sheath defects.

The main control problems in the energy release field during power load following modes in VVER-1000 reactors are the damping of xenon oscillations and control of axial offset throughout the active zone.

Considering the results of many studies conducted at the second unit of the Khmelnytsky Nuclear Power Plant, the most expedient ones were found to be the investigation of the power load following mode using mechanical control devices and boron control systems without using the central control element of the CPS, as well as the study using the central control element of the CPS in the power load following mode of the power unit.

Based on the results of these studies, taking into account all the advantages and disadvantages of these two methods, especially the safer operation and minimal axial offset fluctuations with the first method, the first stage of experimental operation of the daily power regulation mode at the nuclear power plant was carried out precisely using the method without the central control element of the CPS. The change in the main parameters during the

experimental operation of the daily power regulation mode for the second unit of the Khmelnytsky Nuclear Power Plant in the tenth fuel campaign is shown in Fig. 1 [1-2].

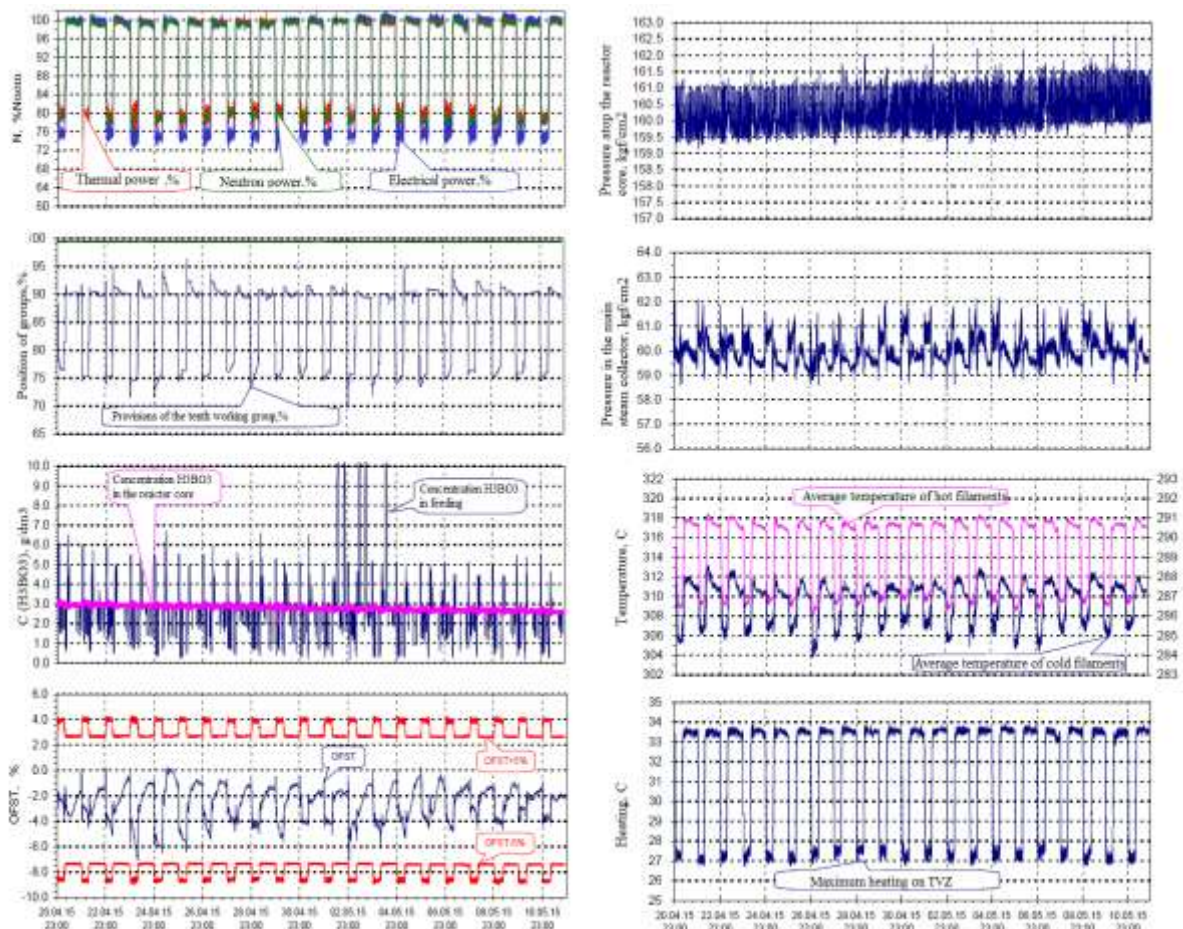


Figure 1 - Change in main parameters during experimental operation of the daily power regulation mode for the second unit of the Khmelnytsky Nuclear Power Plant in the tenth fuel campaign.

During the experimental operation of the daily power regulation mode throughout the tenth fuel campaign, drawbacks and recommendations were identified, based on which the following measures are recommended:

1) Increase the level of automation of the daily power regulation mode. Despite the fact that the automatic power regulator during daily power regulation was in automatic mode, its operation was essentially protective. The automatic power regulator operated if the personnel could not (did not have time to) make adjustments to the pressure settings in the main steam header and/or influence the control elements of the CPS. The extensive actions of the operating personnel increase the risk of making mistakes.

2) The appearance of the WP-2 (warning protection) signal during the introduction of distillate limits the optimization of load execution in both automatic and manual modes. The algorithm for generating the WP-2 signal does not take into account either the coolant flow rate or the speed and magnitude of reactivity introduction during the group rise. This leads to restrictions on controlling the reactor power at rates of positive reactivity introduction significantly lower than the speed achieved by one of these methods when maximizing the design capabilities.

3) Increasing or decreasing the reactor power involves introducing a solution of boric acid or distillate into the primary circuit. For the operator to strictly adhere to the program during the introduction of the mentioned media, it is necessary to keep track of seconds, and this approach does not exclude the possibility of inaccuracies in determining the total time of media introduction.

4) For nuclear power plant units in Ukraine with feed pumps having clearance seals, when choosing the duration of portions of boric acid solution, it is necessary to take into account that the delay in the arrival of part of the distillate will be up to 40-50 minutes. This is due to the significant flow rate through clearance seals (up to 12 m³/h per three units). The introduction of boron will also have a similar effect but smaller.

5) Compared to the base mode, the operation of the power unit in the daily power regulation mode increases the number of actions (often repetitive) of the operating personnel on the control panel many times, increasing the likelihood of errors.

Most of the mentioned drawbacks can be eliminated by abandoning boron regulation, only through regulation using the mechanical control system of the CPS, in particular, the problem of the WP-2 signal that imposes a ban on introducing reactivity by two means to prevent violations of nuclear safety rules.

Thus, reactivity control during maneuvering can be implemented either through boron regulation or using the control elements of the CPS. Analyzing the advantages and disadvantages of the two methods, the method of regulation using the control elements of the CPS, namely using "gray" rod clusters, proved to be more expedient in my opinion.

As a result of abandoning liquid regulation, there will be a problem of increasing the efficiency of the control elements of the CPS, which can be solved by increasing the immersion depth of the control elements of the CPS. However, such immersion of clusters increases the deformation of the energy release field and will also cause xenon oscillations. Thus, "gray" rod clusters may be a better alternative as they will increase the efficiency of the control elements through immersion depth but will not cause significant deformation of the energy release field and xenon oscillations. The implementation of "gray" CPSs in this work will be achieved by changing the number of clusters in the control elements of the CPS. In standard CPSs, there are 18 clusters, and in this work, two options for implementing "gray" CPSs are demonstrated:

- CPS with 12 clusters
- CPS with 6 clusters

Calculation of the thermal dissipation assembly model in WIMS with varying numbers of absorbing rods.

WIMS is a comprehensive reactor lattice code that allows, based on neutron transport theory, the calculation of neutron flux as a function of energy and position in the lattice. The calculation scheme of the WIMS code is based on solving the neutron transport equation using the probability method of the first collision, enabling the calculation of neutron flux distribution depending on energy and position in the grids.

A distinctive feature of my approach to modeling the thermal dissipation assembly of a VVER using the WIMS program is the conformal transformation of the hexagonal shape of the thermal dissipation assembly into a circular shape, as depicted in Fig. 2

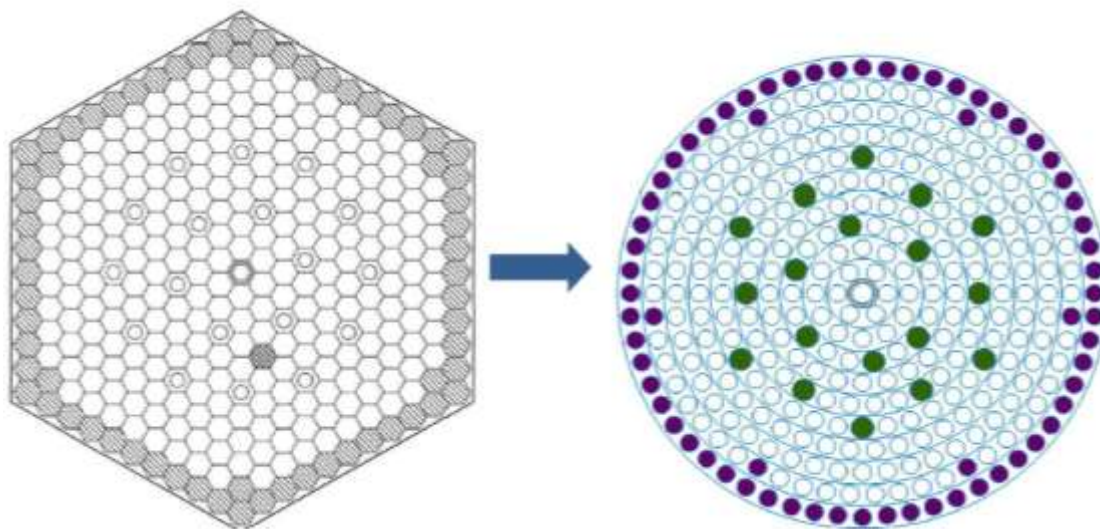


Figure 2 - *Computational model of the thermal dissipation assembly of the VVER-1000 implemented in WIMS.*

With the specified parameters, the computational model of the thermal dissipation assembly with different numbers of absorbing rods (with fewer absorbing rods - gray rod clusters) can be depicted, resulting in some differences. Such computational models of thermal dissipation assemblies in two variants (with 12 and 6 clusters) are shown in Fig. 3.

The obtained results of calculations on the influence of the number of absorbing rods in the cluster on K_{∞} are depicted in Fig. 4.

The performed calculations show that the number of absorbing rods affects the change in K_{∞} in the TVZA with an immersed cluster. With the standard number of absorbing rods, it equals 0.35, while with 12 absorbing rods it is 0.25, and with 6 absorbing rods it is 0.15.

The obtained results were further used to prepare a library of neutron-physical constants in the DYN3D program and for the calculation of daily power regulation modes with the proposed variants of gray clusters.

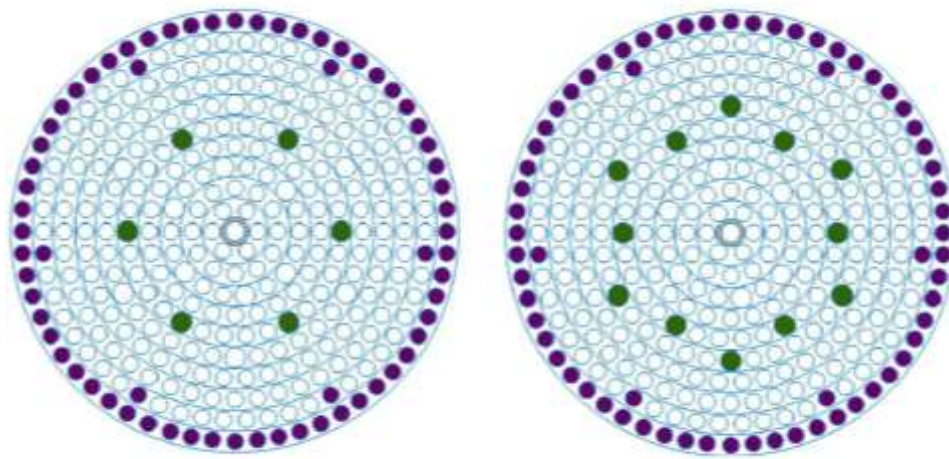


Figure 3 - Model of the thermal dissipation assembly of the VVER-1000 in WIMS for six and twelve absorbing rods.

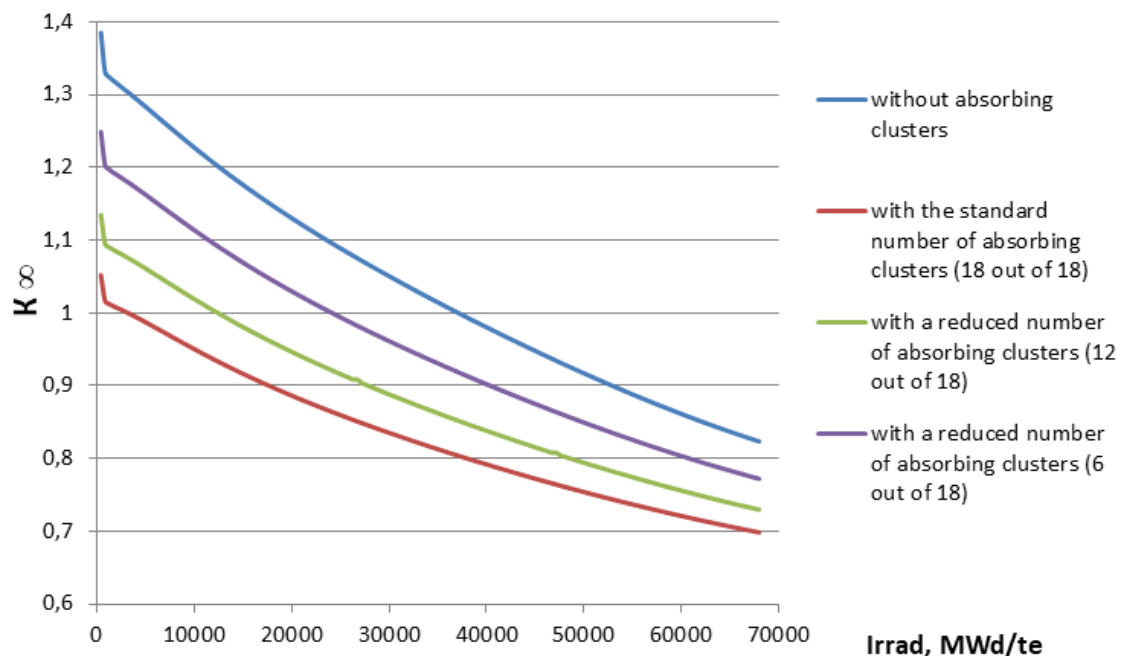


Figure 4 - Influence of the number of absorbing rods in the cluster on K^∞

Calculation of daily power regulation modes in VVER-1000 reactors with gray control and protection system (CPS) in the DYN3D program.

The three-dimensional code DYN3D is widely used for calculating stationary states and transient processes in light-water reactors with hexagonal layouts of thermal dissipation assemblies, such as VVER. The capability to calculate time-dependent power distribution is implemented in the code using the internal power reconstruction method. For the validation of the power distribution calculation module in the DYN3D program, a constant library was developed [3].

Control of groups of control and protection system (CPS) elements in the mechanical control system was carried out based on the need to:

- Ensure minimal (permissible) deformation of the axial power distribution (offset);
- Adhere to conditions regarding minimum values of power distribution non-uniformity coefficients and linear power loads;
- Adhere to the permissible rate of reactor power change set in the Technical Specifications for Reactor Operation (TSRO);

- Take into account the accuracy of maintaining reactor parameters during the transient process (offset, power) and the acceptability of the rates of change in boric acid concentration and movement of CPS elements from the perspective of the functioning of the reactor facility's technological systems and equipment.

Let's consider the results of the computational modeling of this transient operation mode of the VVER-1000 while adhering to the daily load schedule in the power system, as depicted in Fig. 5.

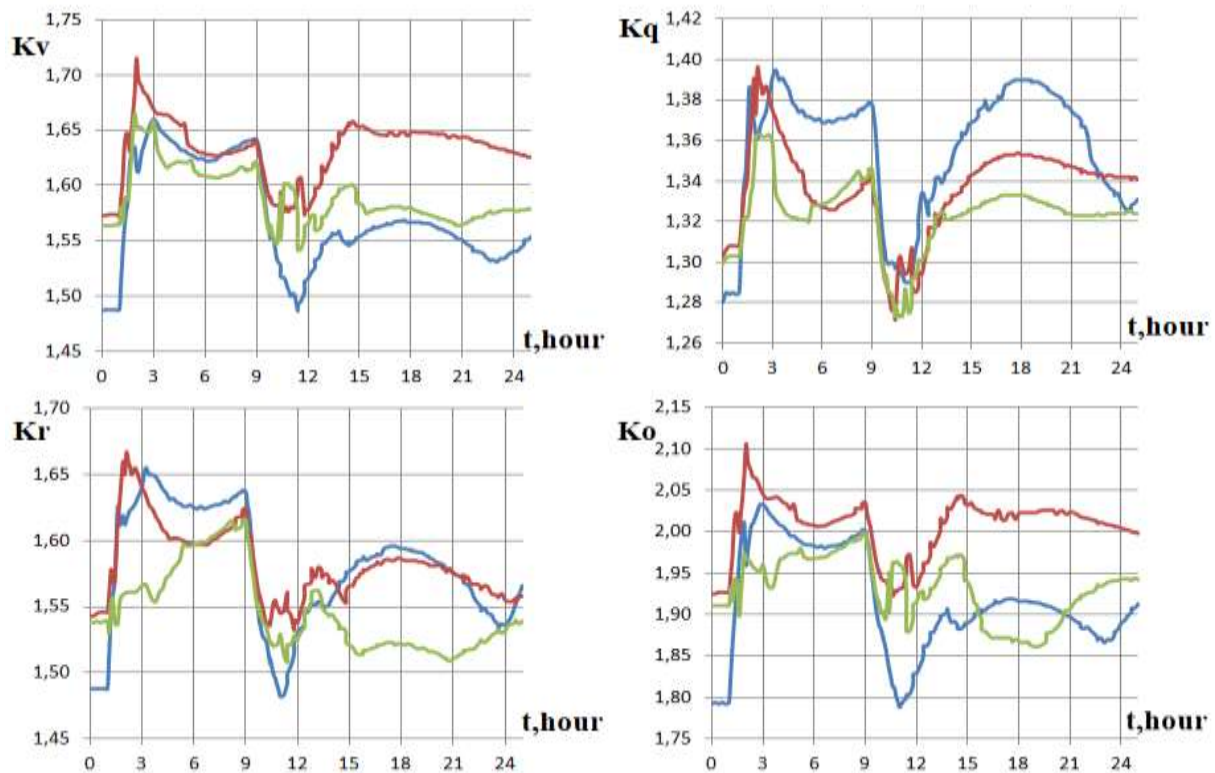


Figure 5 - Change in power distribution non-uniformity coefficients (K_q , K_v , K_r , K_o)

Explanation of the graphs:

- Red graphs represent the daily power regulation mode with the CPS 18 arrangement with 18 clusters and without boric acid regulation.

- Blue graphs represent the daily power regulation mode with the CPS 12 arrangement with 18 clusters and without boric acid regulation.

- Green graphs represent the daily power regulation mode with the CPS 6 arrangement with 18 clusters and without boric acid regulation.

K_q - radial non-uniformity coefficient for thermal dissipation assemblies.

K_v - volumetric non-uniformity coefficient for thermal dissipation assemblies.

K_r - radial non-uniformity coefficient for thermal dissipation elements.

K_o - volumetric non-uniformity coefficient for thermal dissipation elements.

In order to implement power reduction during the daily power regulation mode, only one control element was used in 5 groups in the standard arrangement of the control and protection system (CPS) components (18 out of 18 clusters). In the variations with the implementation of "grey" CPS with 12 or 6 clusters out of 18, two control elements were used (in opposite sectors of the active zone) in 5 or 6 groups. This number of "grey" CPS, on the one hand, ensures the execution of power maneuvers with minimal deformation of the energy release field, and, on the other hand, in the event of reactor emergency protection actuation, the number of control elements in the groups ensures the necessary subcriticality of the reactor.

Considering one of the important issues in the experimental operation of the I mode at the second unit of the Khmelnytskyi Nuclear Power Plant – the control of axial offset oscillations within permissible limits ($\pm 5\%$), the calculated modes kept the change in axial offset within $\pm 1.5\%$, which can be considered insignificant oscillations within permissible limits for power maneuvers.

From the graphs, it can be concluded that the method using CPS with only 6 clusters induces the least deformation of the energy release field in the VVER-1000 reactor during the daily power regulation mode. However, to achieve power changes with "grey" rod clusters, more activated groups and deeper immersion of the CPS rods into the active zone are required. This may have a negative impact on further operation in the event of emergency protection system actuation.

Conclusions

Based on the results of the experimental operation of the daily power regulation mode at the second unit of the Khmelnytskyi Nuclear Power Plant in the tenth fuel company, taking into account all the drawbacks and advantages, as well as the obtained results of calculations in the DYN3D program, an optimization method for the daily power regulation mode is proposed. The proposed method involves the use of "grey" control and protection systems (CPS) with the abandonment of boron regulation in this mode. The obtained calculation results demonstrate the fundamental feasibility of using "grey" CPS in this mode. Among the considered options for implementing "grey" CPS, the most optimal is the arrangement with 12 out of 18 clusters in the CPS rods. This arrangement induces minimal deformation of the energy release field, ensures the maintenance of axial offset within permissible limits, and minimally affects the effectiveness of emergency protection during power maneuvers.

References:

1. Report on the Conduct of the Second Stage of Tests on the Maneuvering Characteristics of Power Unit No. 2, Khmelnytsky Nuclear Power Plant (KhNPP), 2006.
2. Research Report: Development of a Preliminary Operational Experience Report on Power Unit No. 2 of the Khmelnytsky Nuclear Power Plant (KhNPP) in Power Maneuvering Mode, KhNPP, 2015.
3. Grundmann, U., Rohde, U., Mittag, S., Kliem, S. DYN3D Version 3.2. Code for calculation of transients in light water reactors with hexagonal or quadratic fuel elements. Description of models and methods.

С.І.Кобринчук¹, студент, ORCID 0009-0009-9407-2980

М.Л.Єременко², ORCID 0000-0002-5411-7920

¹Національний технічний університет України

”Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського”

²Державне підприємство

”Державний науково-технічний центр з ядерної та радіаційної безпеки”

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМУ МАНЕВРУВАННЯ ПОТУЖНОСТІ ВВЕР-1000

Необхідність залучення атомних електростанцій в роботу в режимі добового регулювання потужності зумовлена поступовим зростанням частки відновлювальних джерел енергії в Об'єднаній енергетичній системі України. Також значну роль відіграють умови для впровадження заходів щодо запобігання змінам клімату та погіршення умов функціонування ОЕС України в умовах зміни економічної ситуації: збільшення потреби в маневреній потужності для забезпечення виконання добового графіку споживання електроенергії, але існуючий режим добового регулювання потужності на ВВЕР-1000 в Україні має вагомні недоліки

Тому в даній роботі запропоновано метод оптимізації режиму добового регулювання потужності, розглянуто недоліки існуючого методу регулювання потужності на атомних електростанціях з реакторної установкою ВВЕР-1000 в Україні і запропонувати підхід для їх усунення – використання для маневрування потужності в даному режимі так звані ”сірі” кластери.

Ключові слова: ВВЕР-1000, маневрування потужності, добове регулювання потужності, ”сірі” кластери.

Список використаної літератури

1. №2.ЯБ.0271.ОТ4-06. Отчет о проведении второго этапа испытаний маневренных характеристик энергоблока №2, ХАЕС, 2006.
2. Отчет о научно-исследовательской работе Разработка предварительного ОАБ опытно-промышленной эксплуатации энергоблока №2 Хмельницкой АЭС в режиме маневрирования мощностью, ХАЕС, 2015.
3. Grundmann, U., Rohde, U., Mittag, S., Kliem, S. DYN3D Version 3.2. Code for calculation of transients in light water reactors with hexagonal or quadratic fuel elements. Description of models and methods

Надійшла: 26.11.2023

Received: 26.11.2023

РОЗРОБКА МОДЕЛІ ШТУЧНОГО ІНТЕЛЕКТУ В ОБЛАСТІ АТОМНОЇ ЕНЕРГЕТИКИ ЯК ІНСТРУМЕНТУ ПІДТРИМКИ У ПРИЙНЯТТІ РІШЕНЬ

Ця стаття зосереджена на розробці та застосуванні моделі штучного інтелекту (ШІ) у сфері атомної енергетики, акцентуючи на її значенні як інструменту підтримки у прийнятті рішень. Наводиться інформація про сучасний стан ШІ, а також його основні напрямки розвитку в атомній енергетиці. Особливий акцент зроблено на створенні власної імовірнісної класифікаційної моделі ШІ, яка може виконувати аналіз інформації та навчатися на прикладах.

Здійснений літературний огляд щодо міжнародного просування штучного інтелекту в атомній енергетиці такими організаціями як Міжнародне агентство з атомної енергії (МАГАТЕ) та Комісія з ядерного регулювання США (NRC).

Також наводяться основні етапи створення моделі ШІ та її практичне застосування для класифікації подій, що відбулися на атомних електростанціях, за категоріями. Для розробки моделі застосовуються такі технології як машинне навчання та обробка природної мови.

Стаття підкреслює актуальність та інноваційний підхід використання ШІ в атомній енергетиці, розглядаючи його потенціал у підвищенні ефективності процесів на АЕС.

Результати дослідження показують високу ефективність (точність) розробленої моделі ШІ під час тестування моделі у частині класифікації подій за категоріями.

Ключові слова: штучний інтелект, модель, нейронна мережа, атомна енергетика, машинне навчання.

Вступ

Штучний інтелект (ШІ) – це комп'ютерна технологія, яка дозволяє обчислювальній машині розуміти та виконувати завдання, які зазвичай потребують розумового мислення людини. ШІ може виконувати розпізнавання мови, обробляти великі обсяги даних, приймати рішення на основі аналізу інформації та навіть "вчитися" на прикладах.

Як наукова дисципліна ШІ вперше був згаданий у 1950 році, з такою роботою як "Тест Тьюрінга", що був розроблений Аланом Тьюрінгом як метод визначення інтелекту машини.

На даний час загальними напрямками розвитку штучного інтелекту в атомній енергетиці є застосування таких технологій як: машинне навчання (Machine Learning), обробка природної мови (Natural Language Processing) та комп'ютерний зір (Computer Vision). На рисунку 1 наведені зазначені напрямки з розподілом їх на підгрупи.

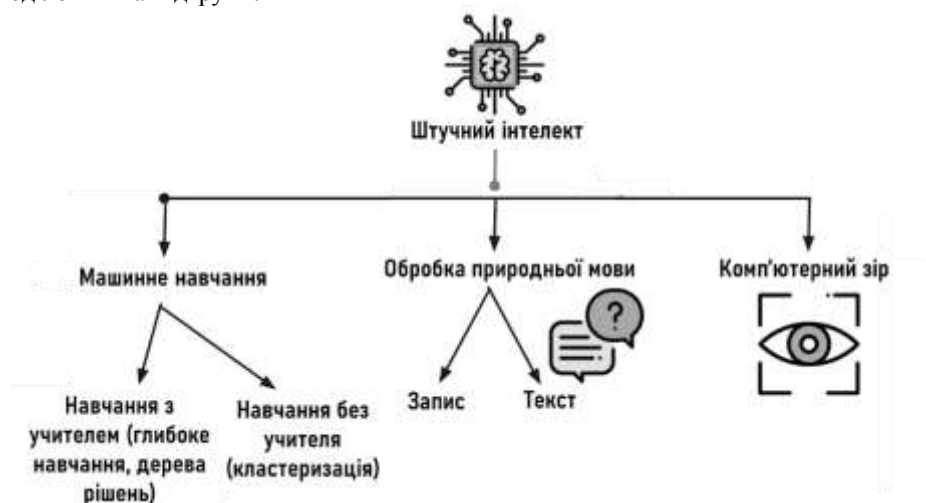


Рисунок 1 – Напрями штучного інтелекту [1]

Відповідно в епоху цифрової трансформації та стрімкого розвитку технологій, ШІ стає все більш важливим інструментом у різних галузях діяльності – від автоматизації рутинних завдань до прогнозування складних сценаріїв. ШІ у багатьох напрямках вже довів свою ефективність та потенціал.

З його здатністю до швидкого оброблення великих обсягів даних та вивчення складних шаблонів, він виступає ідеальним інструментом для автоматизації процесів у роботі АЕС.

Актуальність теми роботи полягає в тому, що зі зростанням обсягів даних потреба в автоматизованих системах підтримки прийняття рішень стає все більш очевидною. Впровадження ШІ в області атомної енергетики відображає інноваційний підхід до розвитку галузі та підтримки її конкурентоспроможності на світовому ринку.

У даній статті наводяться результати дослідницької роботи, які були отримані під час написання магістерської дисертації

Метою роботи є розробка та тестування імовірнісної класифікаційної моделі ШІ, яка може слугувати як інструмент підтримки у прийнятті рішень

Літературний огляд

Наразі популяризацією штучного інтелекту в атомній енергетиці займається міжнародне агентство з атомної енергії (МАГАТЕ) та комісія з ядерного регулювання США (NRC).

У 2021 році МАГАТЕ провело зустріч з метою обговорення можливості застосування технологій ШІ в атомній енергетиці. Публікація "Artificial Intelligence for Accelerating Nuclear Applications, Science and Technology" [2], випущена МАГАТЕ у 2022 році, надає загальний огляд поточного стану ШІ в атомній енергетиці, а також можливостей його розвитку. Окрім того, МАГАТЕ була створена платформа обміну знаннями для партнерства щодо застосувань ШІ в атомній галузі [3].

NRC опублікувала «Стратегічний план щодо штучного інтелекту на 2023–2027 роки» [4]. Стратегічний план визначає бачення та цілі для NRC щодо застосування штучного інтелекту в діяльності, що регулюється NRC, а також підтримування обізнаності про технологічні інновації в даній області. Окрім того, акцент спрямовується на безпечне використання ШІ.

Стратегічний план включає п'ять цілей:

- забезпечення готовності NRC до прийняття регуляторних рішень;
- створення організаційної структури для розгляду застосувань ШІ;
- зміцнення та розширення партнерських відносин в області ШІ;
- розвиток кадрів, які обізнані в області ШІ;
- розгляд шляхів використання ШІ, щоб побудувати його основу в NRC.

Також NRC провела серію відкритих семінарів з питань застосування штучного інтелекту [5], під час яких між NRC та зацікавленими сторонами відбувалось обговорення стану знань і дослідницької діяльності пов'язаної з ШІ та його застосування в атомній енергетиці.

Окрім того, у лютому 2022 року був опублікований звіт проекту національної лабораторії Айдахо, який був розроблений для NRC, під назвою "Exploring Advanced Computational Tools and Techniques with Artificial Intelligence and Machine Learning in Operating Nuclear Plants" [6]. У даному звіті досліджуються потенційні можливості використання штучного інтелекту на діючих атомних електростанціях для підвищення їх безпеки та ефективності.

Основні етапи створення моделі штучного інтелекту

Модель ШІ – це алгоритм, який дозволяє системі виконувати завдання, традиційно асоційовані з людським інтелектом такі як: розпізнавання мови, обробка зображень і відео, логічне мислення (наприклад, прийняття рішень) тощо.

ШІ являє собою нейронну мережу, яка за допомогою штучних нейронів моделює роботу людського мозку (нейронів), вирішує необхідне завдання та самонавчається з урахуванням попереднього досвіду, і з кожним разом робить усе менше помилок, за умови якщо вона є якісно натренованою та не перенавченою (не втрачає здатності коректно вирішувати завдання на нових, раніше невідомих даних).

На рисунку 2 зображені загальні етапи дій для якісного створення моделі штучного інтелекту.

Мета 1 етапу полягає у чітко зрозумілому та сформульованому завданні, яке модель має вирішити. Також необхідно визначити основний тип моделі (регресія, класифікація тощо), підсумкові метрики якості, обмеження та вимоги до моделі.

Мета 2 етапу полягає у зборі необхідної інформації даних з подальшою їх обробкою та переведенням у формат, придатний для машинного навчання, що передбачено етапом 3. Проте, також до уваги потрібно взяти етап 4, в якому передбачено відбір ознак, тобто інформації, яку модель використовуватиме для навчання.

Коли наявний готовий корпус оброблених вхідних даних починається етап 5, який присвячений моделюванню (застосування розробленої архітектури нейронної мережі). На цьому етапі вибирається алгоритм машинного навчання, що буде використовуватися для створення моделі, а параметри моделі

налаштовуються так, щоб максимізувати її ефективність (точність). Далі відбувається навчання моделі та подальше отримання результатів.

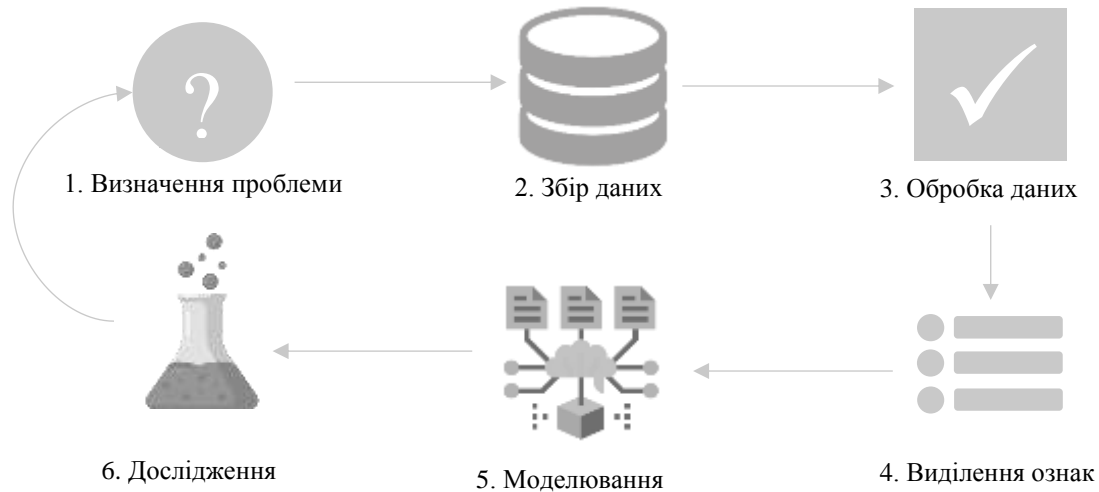


Рисунок 2 – Етапи для створення моделі штучного інтелекту

Проте, одна справа це навчити модель, а інша – це перевірити як вона адаптується до нових даних, тобто необхідно здійснити дослідження розробленої моделі (етап 6).

Кожен з цих етапів є важливим у процесі створення ефективної моделі штучного інтелекту, і ретельне виконання кожного етапу може значно покращити якість та надійність кінцевої моделі. Окрім того, даний процес є ітераційним, у тому плані, що виходячи із результатів, які буде видавати модель, можуть змінюватися (розширюватися) в певних напрямках завдання, які необхідно вирішити.

Створення архітектури нейронної мережі

Нейронна мережа – це алгоритм машинного навчання, який складається з фіксованої кількості штучних нейронів, організованих у різні шари. Вибір правильної архітектури є важливим кроком, оскільки це впливає на здатність мережі коректно навчатися з вхідних даних і робити точні прогнози.

Була створена наступна архітектура нейронної мережі, яка наведена на рисунку 3.

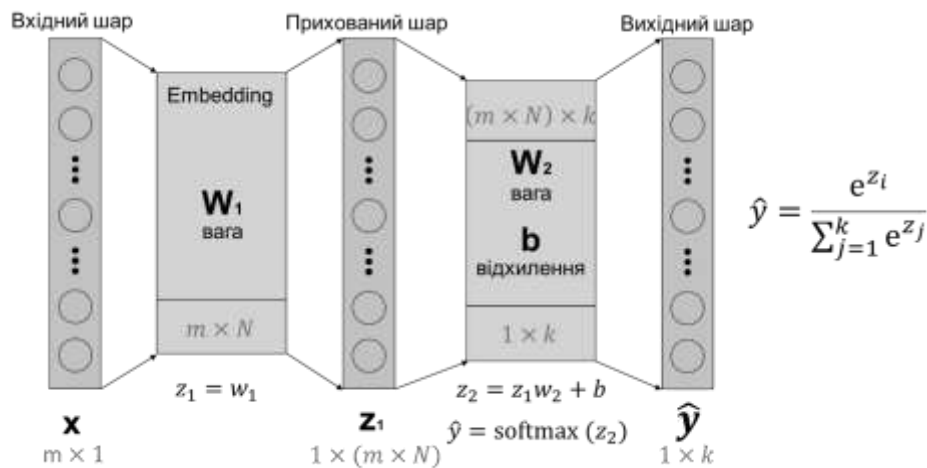


Рисунок 3 – Архітектура нейронної мережі

Створена модель включає у себе три шари: вхідний шар, прихований шар та вихідний шар.

Вхідний шар приймає послідовності фіксованої довжини. Це може бути максимальна довжина речення або документа, що передається моделі.

Після цього застосовується шар Embedding (один з етапів прихованого шару), який перетворює цілочисельні індекси слів у їх векторні відображення (вага W_1 , яка має розмірність $m \times N$, де m – це довжина речення/документу (масив слів, які замінюються на унікальні індекси), а N – це довжина вектора кожного унікального слова). Далі масив даних розмірності $m \times N$ перетворюється на одновимірну розмірність.

Вихідний шар приймає на вхід вагу W_1 , та здійснює множення її на вагу W_2 , яка має розмірність $(m \cdot N) \times k$, а також додає зміщення b , розмірністю $1 \times k$. Далі застосовується функція активації softmax (імовірнісна функція), формула якої виглядає наступним чином:

$$\text{soft max}(z_i) = \frac{e^{z_i}}{\sum_{j=1}^k e^{z_j}}, \quad (1)$$

де i – поточний клас за яким проводиться обчислення моделлю,
 k – кількість усіх унікальних класів;
 z – функція за якою здійснюється обчислення.

Функція активації softmax є особливою функцією активації, яка часто використовується в нейронних мережах, особливо в завершальних шарах багатокласової класифікації. Вона перетворює поточний вектор у прихованому шарі на вектор ймовірностей, де відповідно кожне число відображає ймовірність належності вхідного об'єкта до певного класу. Основна перевага функції softmax полягає в тому, що вона не тільки виділяє найбільш ймовірний клас, але й надає інформацію про ймовірності інших класів. Таким чином, можна отримати уявлення не тільки про те, який клас є найбільш ймовірним, але і про те, наскільки впевнена модель у своєму прогнозі порівняно з іншими класами.

Процес тренування моделі

Процес тренування нейронної мережі можна розглядати як ітераційний процес оптимізації, де метою є мінімізація функції втрат (loss function) на тренувальних даних (див. рисунок 4).



Рисунок 4– Ітеративний процес тренування моделі [7]

- Відповідно до рисунку 4 загалом можна виділити такі основні етапи тренування моделі:
- ініціалізація ваг (W_1 та W_2) та відхилення (b): перед початком тренування ваги та відхилення моделі ініціалізуються випадковими значеннями;
 - прямий прохід (Forward Pass): вхідні дані передаються через модель, далі на кожному шарі виконуються математичні операції та в результаті отримується імовірнісний прогноз моделі;
 - після отримання передбачення моделі обчислюється функція втрат, яка показує наскільки прогноз відрізняється від істинних міток (класів);
 - зворотний прохід (Backward Pass): за допомогою алгоритму оберненого розповсюдження помилки (backpropagation) обчислюються градієнти функції втрат відносно кожної ваги та відхилення в моделі (застосовується для внесення змін у значення ваг та відхилення, щоб зменшити значення функції втрат та покращити якість моделі);
 - оновлення ваг та відхилення: ваги та відхилення моделі оновлюються за допомогою оптимізатора (наприклад, SGD, RMSprop, Adam тощо), який використовує розраховані градієнти для оновлення ваг;
 - ітерація: процес, починаючи з 2 етапу, повторюється декілька разів на різних підмножинах тренувальних даних до тих пір, поки модель не досягне бажаної точності або поки не буде виконано задану кількість ітерацій;
 - валідація (тестування): після кожної ітерації можна перевірити точність моделі на валідаційному (тестовому) наборі даних, що допоможе відстежити, як модель узагальнює свої знання на нових даних і чи не відбувається перенавчання, тобто чи модель не втрачає здатності коректно вирішувати завдання на нових, раніше невідомих даних.

Функція втрат (loss function) обчислюється за наступною формулою:

$$J = -\sum_{i=1}^k y_i \ln \hat{y}_i, \quad (2)$$

де y – істинний клас (коректний клас для класифікації поточного тексту, що подається на вхід до моделі, позначається числом 1, а інші класи числом 0),

\hat{y} – передбачена імовірність класів моделлю,

k – кількість усіх унікальних класів.

За допомогою обчислень похідних від функції втрат за вагами W_1 , W_2 та b виконуємо оновлення ваг та відхилення. У рамках даної роботи застосовується алгоритм оптимізації Adam (Adaptive Moment Estimation), який комбінує ідеї з таких методів оптимізації як SGD (стохастичний градієнтний спуск) з моментом та RMSprop.

Однією з причин популярності Adam є те, що він зазвичай працює добре на практиці з невеликою необхідністю налаштовувати гіперпараметри (значення, які використовуються для управління процесу навчання моделі) порівняно з іншими алгоритмами оптимізації (детальніше див. [8]).

Основні ідеї, які використовує Adam, є:

– моменти першого порядку: це середнє з градієнтів, ідея схожа на метод моменту в SGD, де використовується середнє попередніх градієнтів, щоб оновити ваги;

– моменти другого порядку: це незсереднене відхилення градієнтів (або їх квадрати), ідея взята від методу RMSprop;

– коригування зміщення, яке допомагає уникнути низької швидкості навчання моделі на початкових етапах.

Під час кожної ітерації Adam обчислює градієнти на поточному батчі, оновлює моменти першого та другого порядку, коригує зміщення для цих моментів та оновлює параметри моделі.

Для обчислення градієнту функції витрат за параметром застосовуємо наступну формулу:

$$g_t = \nabla_{\theta} J(\theta_{t-1}), \quad (3)$$

де J – функція втрат,

t – поточний крок ітерації,

θ – параметр за яким знаходиться похідна.

Для оновлення моменту першого порядку застосовується наступна формула:

$$m_t = \beta_1 m_{t-1} + (1 - \beta_1) g_t, \quad (4)$$

де β_1 – коефіцієнт втрати для моменту першого порядку (зазвичай має значення близько 0,9),

t – поточний крок ітерації,

m – момент першого порядку,

g – похідна функції втрат за визначеним параметром.

Для оновлення моменту другого порядку застосовується наступна формула:

$$v_t = \beta_2 v_{t-1} + (1 - \beta_2) g_t^2, \quad (5)$$

де β_2 – коефіцієнт втрати для моменту другого порядку (зазвичай має значення 0,999),

t – поточний крок ітерації,

v – момент другого порядку,

g – похідна функції втрат за визначеним параметром.

Коригування зміщення для моменту першого порядку знаходиться за наступною формулою:

$$\hat{m}_t = \frac{m_t}{1 - \beta_1^t}, \quad (6)$$

де m – момент першого порядку,

β_1 – коефіцієнт втрати для моменту першого порядку (зазвичай має значення близько 0,9),

t – поточний крок ітерації.

Коригування зміщення для моменту другого порядку знаходиться за наступною формулою:

$$\hat{v}_t = \frac{v_t}{1 - \beta_2^t}, \quad (7)$$

де v – момент другого порядку,

β_2 – коефіцієнт втрати для моменту другого порядку (зазвичай має значення 0,999),

t – поточний крок ітерації.

Оновлення параметра (ваг та відхилення) відбувається за допомогою формули:

$$\theta_{t+1} = \theta_t - \alpha \frac{\hat{m}_t}{\sqrt{\hat{v}_t} + \varepsilon}, \quad (8)$$

де θ – параметр, який оновлюється,

α – швидкість навчання (за замовчуванням дорівнює 0,001),

\hat{m} – зміщення для моменту першого порядку,

\hat{v} – зміщення для моменту другого порядку,

ε – дуже маленьке число, що запобігає діленню на нуль (зазвичай дорівнює значенню 10^{-8}),

t – поточний крок ітерації.

Варто зазначити, що перед початком ітерації (на нульовій ітерації) моменти першого та другого порядку ініціалізуються нулями.

Тестування моделі

Був виконаний збір звітів про розслідування подій, які відбулися за період 2013 – I півріччя 2023 року на АЕС США. Інформація про дані звіти доступна у відкритому доступі на вебсайті NRC [9].

Загалом пошук був здійснений лише для подій, які відбулися на енергоблоках АЕС з реакторною установкою типу PWR, яка була розроблена такими компаніями як Westinghouse, Babcock & Wilcox або Combustion Engineering.

Під час етапу збору даних для кожного збереженого звіту у форматі «pdf» було створене унікальне кодування (див рис. 5).

LER_Millstone-NPP_Unit-3_05-30-2023_50.73(a)(2)(iv)(A)_1_100

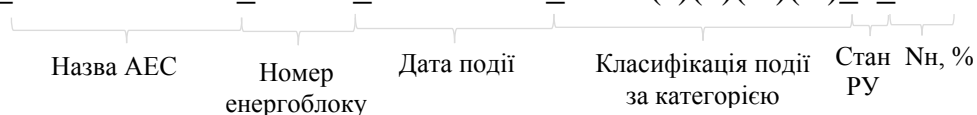


Рисунок 5– Приклад кодування звіту у форматі pdf

Під час етапу обробки даних була виконана токенизація речень (розподіл речень на слова), прибрані зайві слова (слова, які не несуть суттєвого змісту для моделі), створений частотний розподіл слів та словник, який містить усі унікальні слова з речень, а також за кожним словом був закріпленний унікальний індекс. Ознаки, які були відібрані для моделі – назва події у роботі АЕС та її класифікація за категорією. Окрім того, речення були розділені на тренувальні (80 % від усіх речень) та тестові (20 % від усіх речень) набори даних (датасети).

Задача моделі – здійснити коректну класифікацію події за категорією. Тобто на вхід у модель подавались лише назви подій, а результат який був отриманий у вихідному шарі моделі порівнювався із реальними вихідними даними для можливості зміни параметрів моделі задля коректного здійснення класифікації (прийняття рішення) моделлю. Класифікація подій за категоріями здійснюється відповідно до NUREG-1022, Rev. 3 [10].

На рисунку 6 наведені отримані результати моделі. За один крок ітерації виконується оновлення 163311 параметрів. Точність моделі обчислюється як кількість правильно передбачених категорій для введених назв подій поділена на кількість усіх передбачень (кількості усіх назв подій).

Результати, які були отримані під час тестування моделі, виглядають досить добре. Можна виділити наступні ключові моменти:

– модель досягла точності близько 99,87 % на тренувальних даних після 20 ітерацій. Це висока точність, що може вказувати на добре навчання моделі;

– точність на тестових даних становить близько 91,98%. Це також досить високий показник, особливо враховуючи те, що він не набагато нижчий, ніж на тренувальних даних (свідчить про те, що модель добре узагальнює свої знання на нових даних);

– з кожним кроком ітерації відбувається зменшення функції втрат, що вказує на адаптованість моделі до кожної категорії.

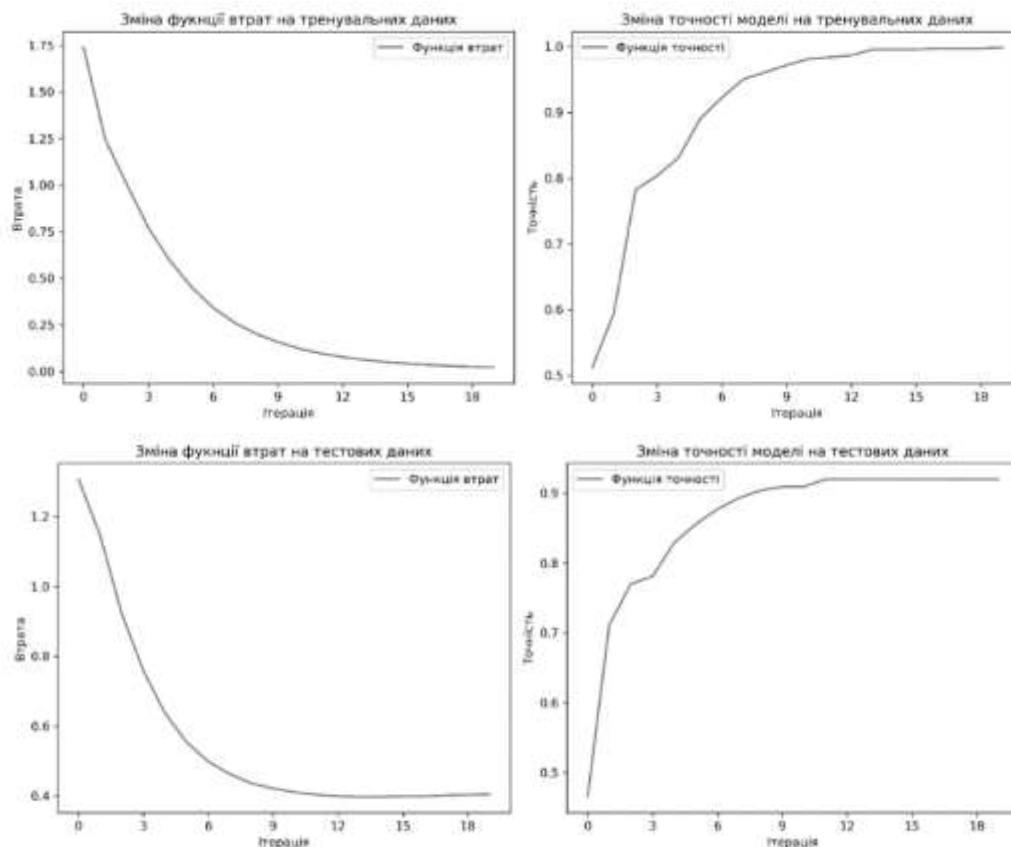


Рисунок 6 – Графік зміни точності моделі та функції втрат з кожним кроком ітерації

Висновки

У рамках виконання даної роботи була розроблена імовірнісна класифікаційна модель штучного інтелекту, тестування якої проводилось у частині коректної класифікації подій за категоріями. Модель базується на нейронній мережі, яка дозволила досягти 99,87 % точності в класифікації різноманітних подій на тренувальних даних та 91,98% в класифікації подій на тестових даних.

Для навчання моделі було використано та оброблено 935 назв подій, які відбулися у роботі АЕС США, де експлуатуються реакторні установки типу PWR.

У подальших дослідженнях для підвищення ефективності моделі можна застосовувати дані із бази даних за увесь період експлуатації АЕС, що дасть змогу натренувати модель на більшому масиві даних для можливості її адаптації.

Модель розроблена у даній роботі може бути вдоскоалена та адаптована в залежності від поставленого завдання. Експериментування з моделлю є важливим етапом для розуміння того чи необхідно додавати нові додаткові шари для обчислень. У даній роботі не було необхідності додавати нові шари, оскільки імовірнісна класифікаційна модель ефективно виконує поставлене завдання – класифікація подій за категоріями.

Запропонована модель може бути потенційно застосована за таким напрямком як розслідування подій, які відбулися у роботі АЕС, у частині класифікації за категоріями, корінними причинами, коригувальними заходами, системами, що відмовили та/або зазнали впливу тощо.

За результатами проведеного дослідження була встановлена необхідність у розробці словника, який буде спеціалізуватись на технічній термінології (приклад підходу наведений у [11]). Відповідно, це дасть змогу ще більш якісно обробляти дані, підвищить точність моделі та дасть змогу здійснювати пошук за ключовими словами. Етап збору та обробки даних може бути використаний як окремий напрямок для дослідження.

Крім того, якщо адаптувати модель під числові формати, тобто на вхід буде прийматися не текст, а масив числових даних, то потенційним напрямком за яким можна застосувати модель може бути класифікація перехідних та аварійних процесів (наприклад, визначення вихідної події аварії).

Отже, ШІ – це сучасна технологія, яка вже знаходить своє застосування в різних галузях, включаючи атомну енергетику. Однак, не дивлячись на широкі можливості ШІ, він не може повністю замінити людей в атомній галузі. ШІ має застосовуватись у поєднанні з людиною, а їх взаємодія відповідно дозволить покращити ефективність та безпеку процесів на АЕС.

M. Dzerun¹, master student, ORCID 0000-0002-2890-0196

I. Ovdiienko¹, Cand. Sc. (Eng.), ORCID 0000-0002-7016-1841

¹National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»

DEVELOPMENT OF ARTIFICIAL INTELLIGENCE MODEL IN THE FIELD OF ATOMIC ENERGY AS A TOOL OF SUPPORT IN DECISION-MAKING

This article focuses on developing and applying an artificial intelligence (AI) model in the field of nuclear energy, emphasizing its importance as a decision-making support tool. The current state of AI in nuclear energy is discussed, with a special focus on the creation of a proprietary classification model.

The article outlines the main stages of AI model development and its practical application for classifying events at nuclear power plants. It utilizes machine learning technology and natural language processing to develop the model. The significance and innovative approach of using AI in nuclear energy are emphasized, considering its potential in enhancing the efficiency of processes at nuclear power plants.

Results demonstrate the high efficiency (accuracy) of the developed AI model during testing for event classification. The current era of digital transformation and rapid technological development highlights the increasing importance of AI as a tool in various sectors.

Additionally, the article covers the international promotion of AI in nuclear energy, particularly by the International Atomic Energy Agency (IAEA) and the United States Nuclear Regulatory Commission (NRC). It details the efforts of these organizations in exploring the application of AI technology in nuclear technologies and regulatory activities, emphasizing safe AI use and developing strategic plans for AI applications.

In conclusion, the article suggests the model's potential application in investigating nuclear power plant events, that can be used for classifying by categories, root causes, corrective actions etc. The article concludes that while AI is a modern technology finding application in various fields including nuclear energy, it cannot fully replace human involvement in the nuclear sector. However, AI combination with human input can improve the efficiency and safety of processes at nuclear power plants.

Keywords: artificial intelligence, model, neural network, nuclear energy, machine learning.

References

- 1.R. Goutham. A beginner's guide to understanding the buzz words -AI, ML, NLP, Deep Learning, Computer Vision, and Data Science. [Online]. Available: <https://medium.com/swlh/a-beginners-guide-to-understanding-the-buzz-words-ai-ml-nlp-deep-learning-computer-vision-a877ee1c2cde>.
- 2.Artificial Intelligence for Accelerating Nuclear Applications, Science and Technology. IAEA, Vienna, 2022, 100 p.
- 3.The IAEA's platform for partnership on AI. AI for Atoms: the IAEA's knowledge-sharing platform for partnership on AI applications in the nuclear field. [Online]. Available: <https://nucleus.iaea.org/sites/ai4atoms/SitePages/Home.aspx>.
- 4.NUREG-2261. Artificial Intelligence Strategic Plan, Fiscal Years 2023-2027. U.S. NRC, May 2023, 44 p.
- 5.Data Science and Artificial Intelligence Regulatory Applications Workshops," Conferences & Symposia, [Online]. Available: <https://www.nrc.gov/public-involve/conference-symposia/data-science-ai-reg-workshops.html#1>.
- 6.NUREG/CR-7294. Exploring Advanced Computational Tools and Techniques with Artificial Intelligence and Machine Learning in Operating Nuclear Plants. U.S. NRC, February 2022, 117 p.
- 7.Natural Language Processing with Probabilistic Models. DeepLearning.AI. Coursera. [Online]. URL: <https://www.coursera.org/learn/probabilistic-models-in-nlp/>.
- 8.L. Jiang. Visual Explanation of Gradient Descent Methods (Momentum, AdaGrad, RMSProp, Adam). *Towards Data Science*. [Online]. Available: <https://towardsdatascience.com/a-visual-explanation-of-gradient-descent-methods-momentum-adagrad-rmsprop-adam-f898b102325c>.
- 9.Licensee Event Report Search. U.S. NRC. Available: <https://lersearch.inl.gov/LERSearchCriteria.aspx>
10. NUREG-1022, Rev. 3. Event Report Guidelines 10 CFR 50.72 and 50.73, Final Report. U.S. NRC, January 2013, 107 p.
- 11.Kim-Stevens K.. Power Industry Dictionary for Text-Mining and Natural Language Processing Application: A Proof of Concept. U.S. NRC Data Science and Artificial Intelligence Regulatory Applications Workshops, June 29, 2021. [Online]. Available: <https://www.nrc.gov/docs/ML2120/ML21201A373.pdf>.

Надійшла: 27.11.2023

Received: 27.11.2023

ПРЕДСТАВЛЕННЯ ШАФ КРУ НАПРУГОЮ 6 (10) КВ ЯК КІНЦЕВОГО АВТОМАТУ

Мета публікації – розробити методологію представлення шаф КРУ напругою 6 (10) кВ у вигляді кінцевого автомату.

Комплектний розподільний пристрій – це один з найвідповідальніших електричних апаратів середньої напруги. Надійна їх робота забезпечує безперебійне електропостачання промисловості, адміністративно-побутових приміщень та сільського господарства.

Доведено, що принцип дії шаф КРУ подібний до детермінованого кінцевого автомату. Застосована теорія кінцевих автоматів та графів для аналізу роботи шафи комплектної розподільної установки. Показано, що теорія кінцевих автоматів дозволяє звести воедино усі можливі режими роботи шаф КРУ.

Представлення моделі шафи КРУ у вигляді детермінованого кінцевого автомату дозволяє запроєктувати шафу з необхідними рисами.

Розроблена діаграма переходів станів шафи КРУ напругою 6 (10) кВ. Така діаграма може бути корисна для розуміння роботи шафи комплектної розподільної установки, підвищення кваліфікації електротехнічного персоналу.

На прикладі шафи КРУ типу К-ХІІ з вимикачем ВМП-10К (приєднання СД-300 кВт) наведений повний опис роботи шафи за допомогою морфологічних фраз.

Зроблений висновок, що будь-який комутаційний апарат напругою як до, так і вище 1000 В може бути представлений у вигляді кінцевого автомату. Окрім діаграми переходів станів робота комутаційних апаратів повинна бути викладена за допомогою морфологічних фраз (ЯКЦО, ТА, АБО, ТО, НЕ МОЖНА).

Ключові слова: кінцевий автомат, комплектна розподільна установка, діаграма переходів.

Вступ.

Комплектний розподільний пристрій – це сукупність електротехнічного обладнання, необхідного для схеми розподільчого пристрою, змонтованого окремими шафами на спеціалізованих заводах в умовах серійного виробництва.

Комплектні розподільні пристрої (КРУ) напругою 6 та 10 кВ є найважливішими елементами систем електропостачання та багато в чому визначають надійність електропостачання споживачів.

У камері КРУ висувний елемент щодо корпусу шафи займає робоче, контрольне (роз'єднане) або ремонтне положення: робоче, коли головні та допоміжні кола шафи замкнуті; контрольне, коли головні кола розімкнуті, а допоміжні замкнуті (у цьому випадку допускається розмикання допоміжних кіл - таке положення називають роз'єднаним); ремонтне, коли висувний елемент знаходиться поза корпусом шафи та її головні та допоміжні кола розімкнуті.

Розрізняють такі типи КРУ: КРУН (комплектні розподільні пристрої зовнішньої установки), КРУ (комплектні розподільчі пристрої), КСВ (камери збірні одностороннього обслуговування).

Вимикачі 6÷10 кВ служать для відключення або підключення споживачів електроенергії, а також для зняття живлення з окремих ділянок системи для обслуговування, для швидкого відключення від електричної системи ділянок з пошкодженнями, що викликають протікання струмів короткого замикання для збереження електропостачання решти системи. Всі вищеперелічені операції вимагають виконання відключень (комутацій) електричного струму, що є особливо непростим завданням у разі відключення пошкодженої ділянки, коли величина струму, що відключається (струм короткого замикання) може досягати десятків тисяч ампер, а час, відведений на відключення аварійної частини системи обмежено проміжком 50 -100 мілісекунд.

Контакти вимикача розмикаються, вимикаючи аварійний струм. Надійна робота та безпечне обслуговування вимикачів високої напруги неможливі без надійного приводу, що забезпечує безвідмовне виконання операцій увімкнення та вимкнення вимикачів та роз'єднувачів вручну та автоматично. Монтаж приводу повинен бути по можливості простим і не вимагати спеціальних знань, він не повинен вимагати і точних робіт із встановлення та регулювання приводу.

Коли контакти, по яким протікає струм, розмикаються, незалежно від типу дугогасильного середовища, у якому перебувають контакти (вакуум, рідина чи елегаз), з-поміж них виникає електрична

дуга. Маючи достатню електричну провідність, що виникла між контактами, дуга забезпечує струму короткого замикання шлях його подальшого протікання. Струм, маючи практично індуктивний характер, відстає від напруги джерела на 90° , таким чином, коли струм підходить до нуля, напруга джерела досягає свого максимального значення.

Кабелі, трансформатори струму та напруги та обмежувачі перенапруг розташовуються в кабельному відсіку позаду вимикача. Верхню частину осередку займає релейна шафа чи релейний відсік.

Альтернативний підхід – розташування вимикача у середній частині шафи КРУ. Шафа при цьому чітко ділиться на три яруси: у нижній частині розташовуються кабелі та трансформатори нульової послідовності («бублики»), в середній - вимикач у т.з. "касетному" виконанні. Верхню частину зазвичай займає релейний відсік. В релейному відсіку встановлюються електровимірювальні прилади, пристрої захисту, автоматики та керування.

Типове компонування апаратів у шафах КРУ наведено на рис. 1.

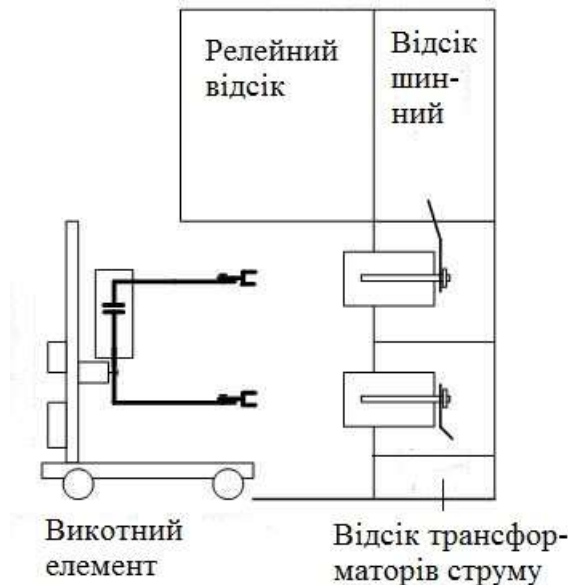


Рисунок 1 - Комірка КРУ з викаченим викотним елементом

Основним елементом КРУ, що впливає на надійність, є висувний елемент з вимикачем. У ньому зібрано більшість необхідних блокувань.

Головні з них:

- блокування, що не дозволяє вкотити у робоче положення висувний елемент із увімкненим вимикачем;
- блокування, що не дозволяє вкотити із зафіксованого контрольного або робочого положення висувний елемент з увімкненим вимикачем;
- блокування, що не дозволяє увімкнути вимикач при знаходженні висувного елемента (викатної частини) в проміжному (між робочим та контрольним) положенні;
- блокування, що не дозволяє вкотити висувний елемент у робоче положення шафи при включеному заземлювальному роз'єднувачі, та ін.

Для опису роботи шафи комплектної розподільної установки (КРУ) доцільно застосувати теорію кінцевих автоматів.

Модель шафи КРУ, як і будь-якого елемента системи електропостачання, можна спробувати подати у вигляді кінцевого автомату

$$M_C = (X, Y, Q, r, s),$$

де X - безліч вхідних величин: $X = \{x_i; i = \overline{1, n}\}$; Y - безліч вихідних величин: $Y = \{y_j; j = \overline{1, m}\}$; X - безліч

станів: $Q = \{q_l; l = \overline{1, p}\}$; r - перехідна функція: $r = X \times Q \rightarrow Q$; s - вихідна функція: $s = X \times Q \rightarrow Y$.

Кінцевий автомат в теорії алгоритмів – модель дискретного пристрою, що має один вхід, один вихід і в кожен момент часу знаходиться в одному стані з безлічі можливих. Поведінка кінцевого автомата може бути представлена діаграмою переходів станів.

Теоретичні засади роботи кінцевих автоматів викладені в класичній роботі [1]. В праці [2] запропоновано використовувати кінцеві автомати для проектування систем електропостачання промислових підприємств. В публікації [3] показано роботу компресорних установок як кінцевого автомату.

Мета та задачі. Метою даної роботи є представлення шафи комплектної розподільної установки напругою 6 (10) кВ як кінцевого автомату.

Матеріал та результати досліджень.

Проведений аналіз видів схем керування приєднаннями 6 (10) кВ.

Є декілька видів вторинних кіл шаф КРУ в залежності від призначення комірок. Це приєднання СТ, АД, СД, КУ, СВ, ТН, де:

- СТ – силовий трансформатор 6(10)/0,4 (0,22) кВ;
- АД – електродвигун асинхронний 6 кВ;
- СД – електродвигун синхронний 6 кВ;
- КУ - конденсаторна установка напругою вище 1 кВ;
- СВ – секційний вимикач;
- ТН – трансформатор напруги.

Доцільно ввести скорочені позначення видів релейного захисту згідно стандарту ANSI [4].

Основні коди стандарту ANSI C37.2, прийняті для позначень релейного захисту у мережах 6-10 кВ, що застосовуються для захисту шаф КРУ різних призначень, наведені в табл. 1.

Таблиця 1. Основні коди стандарту ANSI C37.2, що застосовуються для релейного захисту шаф КРУ напругою 6 (10) кВ

Код ANSI	Найменування функції захисту
27	Захист мінімальної напруги (ЗМН)
40	Захист від асинхронного режиму із втраченою збудження
49	Захист від перевантаження
50	Максимальний струмовий захист у фазах, миттєвий (струмова відсічка)
51	Максимальний струмовий захист у фазах, з витримкою часу (МСЗ)
51N	Максимальний струмовий захист на землю (захист від замикання на землю 333)
51NC	Захист від струму небалансу
59	Захист максимальної напруги
87M	Диференційний захист електродвигуна

Види релейного захисту, що застосовується на приєднаннях у системі електропостачання 6-10 кВ промислових підприємств та відповідний захист для різних шаф КРУ наведено у табл. 2.

Таблиця 2. Види релейного захисту в залежності від типу шаф КРУ

Введення 6-10 кВ ГПП	СТ	АТ	ЦД	КУ	СВ
49, 51	50, 51	50, 51, 51N, 27	27, 40, 50, 51, 51N, 87M	27, 50, 51, 51NC, 59	51

Згідно теорії управління кінцевий автомат – це модель дискретного пристрою, що має входи і виходи та може перебувати у кожен час лише в одному стані. Іншими словами, кінцевий автомат є сукупністю безлічі станів і функцій переходів між ними за подіями. Зазвичай кінцевий автомат зображується у вигляді діаграми переходів. Для осередку КРУ виконавчим механізмом є високовольтний вимикач, який впливають зовнішні чинники через релейну захист. Доцільно представити шафу КРУ як «чорну скриньку» (рис. 2).

Кнопка скидання RESET необхідна для того, щоби повернути КА у вихідний стан після подачі живлення. Шафу КРУ як КА можна перезавантажити (повернути у вихідний стан) за допомогою команди RESET, яка для шафи КРУ є або кнопкою ручного відключення, або рукояткою ручного відключення.

Нескладно представити роботу шаф КРУ за допомогою діаграми переходів станів шафи КРУ (рис. 3).

Граф діаграми переходів може бути використаний для навчання електротехнічного персоналу.

За допомогою діаграми переходів станів можливо як можна повніше описати функціональні можливості комірки КРУ.

Як вказано в [2], окрім діаграми переходів станів робота шафи КРУ повинна бути викладена за допомогою морфологічних фраз (ЯКЩО, ТА, АБО, ТО, НЕ МОЖНА та інші).

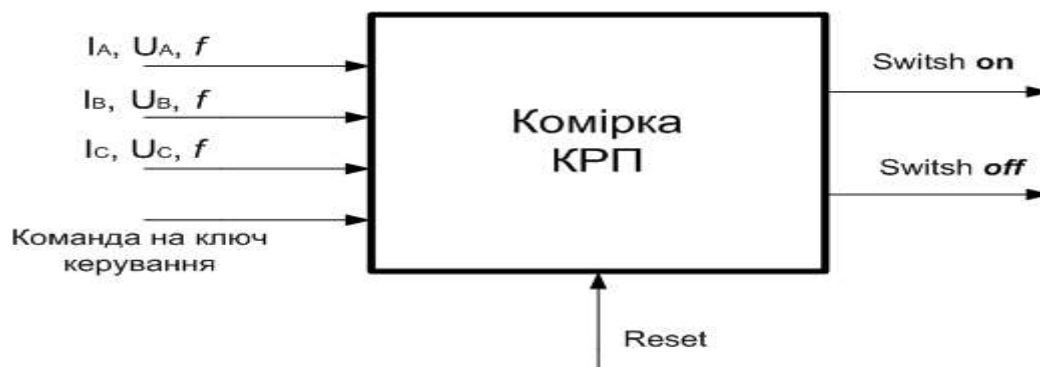


Рисунок 2 - Шафа КРУ як «чорна скринька»

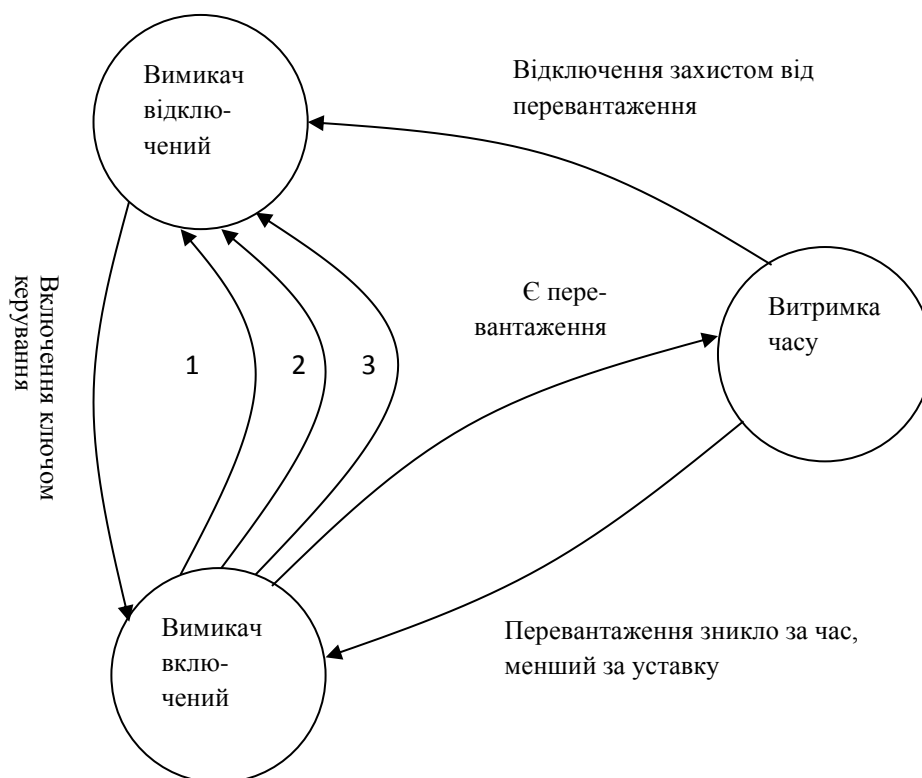


Рисунок 3 - Діаграма переходів станів шафи КРУ

Позначення на рисунку 3:

- 1 – відключення вимикача захистом миттєвої дії;
- 2 – відключення вимикача ключом керування;
- 3 – відключення вимикача у випадку відсутності оперативного струму.

На прикладі шафи КРУ типу К-ХІІ з вимикачем ВМП-10К (приєднання СД-300 кВт з трансформаторами струму в фазах А та С, уставками захистів (СВ – 450 А; МСЗ – 60А 4”); 333 5 А на вимкнення; ЗМН – 60 В 4”) можна зробити цей опис.

ЯКЩО струм в фазах А та С не перевищує 450А ТА струм протікає до 4 секунд менше 60А ТА струм замикання на землю менше уставки реле 333 (до 5А) ТА три лінійні напруги між фазами А і В, А і С та В і С одночасно повинні бути менше 60В на протязі до 4 секунд, ТО вимикач не вимикається при роботі приєднання.

ЯКЩО струм в фазах А та С перевищує 450А ТА струм на протязі не менше 4 секунд більше 60А ТА струм замикання на землю більше уставки реле 333 (понад 5А) ТА три лінійні напруги між фазами А і В, А і С та В і С одночасно повинні бути більше 60В на протязі часу більше 4 секунд, ТО вимикач вимикається при роботі приєднання.

ЯКЩО у висувного елемента (викатної частини) увімкнений вимикач, ТО вкотити у робоче положення його НЕ МОЖНА.

ЯКЩО у висувного елемента увімкнений вимикач, ТО викотити із зафіксованого контрольного або робочого положення його НЕ МОЖНА.

ЯКЩО висувний елемент знаходиться в проміжному (між робочим та контрольним) положенні, ТО увімкнути вимикач НЕ МОЖНА.

ЯКЩО висувний елемент викочений ТА включений заземлювальний роз'єднувач (заземлюючі ножі), ТО вкотити висувний елемент у робоче положення шафи НЕ МОЖНА.

Найважливішими параметрами систем електропостачання є кількість фаз m , частота електричної мережі f , напруга U , струм I , зсув фаз φ .

Для функції виходу кінцевого автомату можна звести усі необхідні дані в таблицю 3.

Таблиця 3. Чисельні значення для функції виходу щодо шафи КРУ

Безліч усіх підмножин електроенергетичних величин					Підклас функціональних елементів ФЕ (s)	Коротке позначення
m	f	U	I	φ		
1	1	1	1	1	Кількість фаз, частота, напруга, струм, зсув фаз	$F_{UI\theta}$

Перехідна функція $r_i = Q \times X \rightarrow Q$ характеризується парою $(q_i, q_j) \in Q \times X$, визначається вхідною величиною $x_i \in X$. Добуток множин $Q \times X$ містить опис процесу у вигляді послідовності станів. Елементарна перехідна функція характеризується двома станами та умовами, за яких здійснюється перехід з одного стану в інший.

Таблиця 4. Визначення перехідних функцій при представленні шафи КРУ як кінцевого автомату

q_i	x	y	q_j
Вимкнено	Увімкнення	Увімкнено	Увімкнено
Увімкнено	Увімкнення	Увімкнено	Увімкнено
Увімкнено	Вимкнення	Вимкнено	Вимкнено
Вимкнено	Вимкнення	Вимкнено	Вимкнено

Відносно шафи КРУ цю таблицю можна пояснити наступним чином.

Якщо вимикач вимкнений, то команда на увімкнення, подана шляхом перемикачання ключа керування, його вмикає і вимикач переходить у стан «Увімкнено».

Якщо вимикач включений, то команда на вмикання його так і залишає у стані «Увімкнено».

Якщо вимикач включений, то команда на вимикання його переводить його у стан «Вимкнено».

Якщо вимикач вимкнений, то команда на вимкнення його, подана шляхом перемикачання ключа керування, так і залишає його у стані «Вимкнено».

Представлення моделі шафи КРУ у вигляді детермінованого кінцевого автомату дозволить запроєктувати шафу з необхідними рисами.

Якщо використати принцип узагальнення, то, ґрунтуючись на будові комутаційних апаратів напругою до 1000 В (автоматичні вимикачі, контактори, пускачі, запобіжники, реле тощо) та вище 1000 В (високовольтні вимикачі усіх типів, запобіжники, вакуумні контактори і т.п.) та використовуючи морфологічні фрази такі, як ЯКЩО, ТА, АБО, ТО, НЕ МОЖНА тощо, можливо представити будь-який комутаційний апарат у вигляді кінцевого автомату

Висновки

1. Вперше розроблена модель шафи КРУ у вигляді абстрактного детермінованого кінцевого автомату.

2. Представлено схему роботи шафи комплектної розподільної установки у вигляді діаграми переходів стану, що дає можливість стисло, з мінімальним об'ємом інформації звести воедино усі можливі режими роботи шаф КРУ та використовувати ці діаграми для навчання та підвищення кваліфікації електротехнічного персоналу.

3. Приведений повний опис роботи шаф КРУ за допомогою морфологічних фраз (ЯКЩО, ТА, АБО, ТО, НЕ МОЖНА).

4. Зроблений висновок, що будь-який комутаційний апарат можна представити у вигляді кінцевого автомату, що дасть можливість запроєктувати комутаційний апарат з необхідними рисами.

Список використаної літератури

1. John E. Hopcroft, Rajeev Motwani, Jeffrey D. Ullman. Introduction to Automata Theory, Languages, and Computation. – Pearson Education, 2001. – P. 535.
2. Дичка, І. А. Основи прикладної теорії цифрових автоматів [Електронний ресурс] : підручник / І. А. Дичка, В. П. Тарасенко, М. В. Онаї ; КПІ ім. Ігоря Сікорського. – Електронні текстові дані (1 файл: 23,22 Мбайт). – Київ: КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2019. – 506 с. – Назва з екрана.
3. Волошко А. В. Використання теорії кінцевих автоматів для нагляду за роботою компресорної установки / А. В. Волошко, Я. С. Бедерак, В. В. Мороз // Енергетика: економіка, технології, екологія. – 2023. - № 1. – С. 97 – 103. DOI 10.20535/1813-5420.1.2023.276064.
4. Інтелектуальні пристрої релейного захисту та автоматики: навч. посібник / Махлін П.В., Костенко С.Ю., Кузьменко О.П. – Запоріжжя : НУ «Запорізька політехніка», 2020. – 256 с.

A. Voloshko¹, Dr. Sc. (Eng), ORSID 0000-0002-6867-2060

Ya. Bederak², Cand. Sc. (Eng.), ORCID 0000-0002-2669-0965

¹National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

²Private joint stock company "AZOT" Cherkasy city

**USE OF THE THEORY OF FINITE AUTOMATA FOR SUPERVISION
OF THE OPERATION OF THE COMPRESSOR UNIT**

The purpose of the publication is to develop a methodology for presenting switchgear cabinets with a voltage of 6 (10) kV in the form of a state machine. The complete distribution device is one of the most responsible electrical devices of medium voltage. Their reliable operation ensures uninterrupted power supply to industry, administrative and household premises, and agriculture. It has been proven that the principle of operation of switchgear cabinets is similar to a deterministic finite state machine. The theory of finite automata and graphs is applied for the analysis of the operation of the cabinet of a complete switchgear. It is shown that the theory of finite state machines allows combining all possible modes of operation of switchgear cabinets. Representation of the switchgear cabinet model in the form of a deterministic finite state machine allows designing a cabinet with the necessary features. A 6 (10) kV switch cabinet state transition diagram has been developed. Such a diagram can be useful for understanding the operation of the cabinet of a complete switchgear, improving the qualifications of electrical personnel.

A complete description of the operation of the cabinet using morphological phrases is given on the example of the K-XII type switchgear cabinet with the VMP-10K circuit breaker (SD-300 kW connection). It was concluded that any switching device with a voltage up to and above 1000 V can be represented as a finite state machine. In addition to the diagram of state transitions, the operation of switching devices should be explained using morphological phrases (IF, AND, OR, THEN, NOT POSSIBLE).

Keywords: state machine, complete switchgear, transition diagram.

References

1. John E. Hopcroft, Rajeev Motwani, Jeffrey D. Ullman. Introduction to Automata Theory, Languages, and Computation. – Pearson Education, 2001. – P. 535.
2. Dychka, I. A. Fundamentals of the applied theory of digital automata [Electronic resource] : textbook / I. A. Dychka, V. P. Tarasenko, M. V. Onai ; KPI named after Igor Sikorsky. – Electronic text data (1 file: 23.22 MB). – Kyiv: KPI named after Igor Sikorskyi, 2019. – 506 p. – Title from the screen.
3. A. V. Voloshko Using the theory of finite state machines to monitor the operation of a compressor unit / A. V. Voloshko, Y. S. Bederak, V. V. Moroz // Energy: economics, technologies, ecology. – 2023. - No. 1. - P. 97 – 103. DOI 10.20535/1813-5420.1.2023.276064.
4. Intelligent devices of relay protection and automation: teaching. manual / Makhlin P.V., Kostenko S.Yu., Kuzmenko O.P. – Zaporizhzhia: Zaporizhzhya Polytechnic University, 2020. – 256 p.

Надійшла: 30.11.2023

Received: 30.11.2023

ОСОБЛИВОСТІ ТЕПЛОГІДРАВЛІЧНИХ РОЗРАХУНКІВ АКТИВНОЇ ЗОНИ МАЛИХ МОДУЛЬНИХ РЕАКТОРІВ, ЩО ОХОЛОДЖУЮТЬСЯ ВОДОЮ ПІД ТИСКОМ, В УМОВАХ ПРИРОДНОЇ ЦИРКУЛЯЦІЇ ТЕПЛОНОСІЯ

У даній статті проведено дослідження основних особливостей малих модульних реакторів, що охолоджуються водою під тиском та аналіз впливу визначених особливостей на теплогідрравлічний розрахунок активної зони.

Особлива увага надана малим модульним реакторам з природньою циркуляцією теплоносія. Визначено, що при розрахунку активної зони природна циркуляція має вплив на визначення втрат тиску та коефіцієнт тепловіддачі. При визначенні втрат тиску різниця між природньою та вимушеною циркуляцією теплоносія полягає в складових втрат тиску, які необхідно враховувати. При визначенні коефіцієнту тепловіддачі головним є визначення числа Нусельта, де режим циркуляції впливає на визначальні критерії. Також розглянуто питання визначення критичного теплового потоку за допомогою методу CHF GROENEVELD LOOK UP TABLET для подальшого визначення запасу до кризи теплообміну, який слугує для оцінки безпеки експлуатації установки.

В якості прикладу під час дослідження було виконано теплогідрравлічний розрахунок активної зони малого модульного реактора Holtec SMR-160, як одного з передових представників даного типу реакторів. У результаті проведеного розрахунку було отримано значення втрат тиску, розподіл коефіцієнту теплопередачі по висоті активної зони та мінімальний запас до кризи теплообміну.

Ключові слова: атомна енергетика, активна зона, теплогідрравлічний розрахунок, природна циркуляція, малий модульний реактор, Holtec SMR-160.

Вступ

Атомна енергетика активно розвивається в усьому світі, де одним з перспективних напрямків її розвитку є малі модульні реактори (ММР). Згідно визначення МАГАТЕ малі модульні реактори – це сучасні ядерні реактори з електричною потужністю до 300 МВт, компоненти та системи яких можуть бути виготовлені на заводі, а потім у вигляді модулів транспортуватися на місце встановлення [1]. Значне зростання зацікавленості до ММР протягом останнього десятиліття зумовлено, перш за все, підвищеною безпечністю, а також рядом значних економічних переваг, які включають в себе менші капітальні інвестиції та коротший час будівництва [2]. Наразі передовими вважаються реактори NuScale Power Module, Holtec SMR-160, Westinghouse SMR.

ММР є новою технологією з точки зору комерційного виробництва електроенергії, тому гостро стоїть питання безпечності їх експлуатації [2]. Оскільки в Україні існують великі перспективи побудови ММР, безпечність експлуатації буде відігравати ключове значення під час процесу ліцензування [3]. Саме для підтвердження необхідного рівня безпеки експлуатації та отримання ліцензії [4] буде виконуватись значна кількість розрахунків, де теплогідрравлічний розрахунок активної зони є одним з ключових етапів.

Мета та завдання

Метою роботи є розробка методики теплогідрравлічного розрахунку активної зони малих модульних реакторів з водою під тиском, з урахуванням особливостей, що обумовлені природною циркуляцією теплоносія. Для апробації методики виконати теплогідрравлічний розрахунок активної зони для ММР Holtec SMR-160.

Матеріал і результати досліджень

ММР розробляються в різних країнах, однак можна виділити наступні особливості, які присутні в більшості проєктів: інтегральна компоновка та використання пасивних систем безпеки [5].

Інтегральна компоновка полягає в тому, що перший контур, включно з парогенератором, знаходиться в одному корпусі. Таким чином відсутня велика кількість трубопроводів та значно зменшується площа реакторного відділення. Також це дозволяє у разі аварії повністю ізолювати перший контур. Пасивні системи безпеки працюють автоматично без втручання персоналу, за рахунок природніх процесів. Такий підхід значно зменшує імовірність помилок персоналу та значно полегшує експлуатацію, додатково значно підвищуючи підвищує безпечність експлуатації [6].

Завдяки відносно невеликій потужності ММР, є можливість реалізації природної циркуляції теплоносія, що має підвищити безпечність установки, і це особливо стосується подій із втратою зовнішніх джерел енергоживлення. Проекти ММР з вимушеною циркуляцією теплоносія з точки зору теплогідравлічного розрахунку циркуляційної петлі першого контуру є класичними реакторами і їх розрахунок значною мірою не відрізняється від розрахунків реакторів великої потужності, він навіть спрощується за рахунок відсутності великої кількості трубопроводів [7]. Але у випадку природної циркуляції різниця у визначенні деяких параметрів є доволі суттєвою.

Дві категорії процесів локального переносу в активній зоні можуть впливати на поведінку природної циркуляції в системі. Перша категорія — тепловіддача палива, оскільки цей механізм забезпечує різницю густини теплоносія, яка керує природним циркуляційним потоком. Друга категорія – це перепад тиску в активній зоні, який, як правило, є найбільшим джерелом опору потоку в контурі з природною циркуляцією [6].

Швидкість природної циркуляції в контурі в усталеному стані визначається з балансу між рушійною силою та силою опору. Рушійна сила є результатом різниці густин гарячого та холодного теплоносія. Сила опору виникає через втрати тиску в системі. Втрати тиску в активній зоні в загальному випадку визначається наступним чином [8]:

$$\Delta p = \Delta p_{\text{тр}} + \sum \Delta p_{\text{м}} + \rho gh + \Delta p_{\text{пр}}$$

Де $\Delta p_{\text{тр}}$ – втрати тиску на тертя в пучку стрижнів, що омиваються поздовжньо, [Па];

$\sum \Delta p_{\text{м}}$ – сумарні втрати тиску на місцевих опорах, [Па];

$\Delta p_{\text{пр}}$ – втрати тиску на прискорення потоку, внаслідок зміни геометрії чи густини рідини, [Па];

ρgh – нівелірна складова втрат тиску, яка враховує вплив сил гравітації на потік теплоносія, [Па].

При теплогідравлічному розрахунку активної зони в умовах вимушеної циркуляції теплоносія зазвичай не враховують втрати тиску на прискорення потоку [9]. При розрахунку в умовах природної циркуляції втрати тиску на прискорення потоку є важливою складовою і обов'язково мають бути враховані [6]. Однак більш цікава ситуація з нівелірною складовою втрат тиску. На рисунку 1 представлено схематичне зображення контуру циркуляції ММР. Під час підйому теплоносія сили гравітації спрямовані проти напрямку потоку, однак після розвороту теплоносія їх напрям співпадає, таким чином вплив сил гравітації самокомпенсується. Відповідно, під час розрахунку втрат тиску в контурі з природною циркуляцією нівелірна складова втрат тиску не враховується. Важливо зазначити, що вплив сили гравітації є важливим при визначенні висоти контуру, оскільки розворот теплоносія відбувається в момент, коли підйомна сила не здатна подолати вплив сил гравітації. Це є однією з причин чому ММР з природною циркуляцією теплоносія мають велику висоту корпусу [6].

Рушійною силою в контурі з природною циркуляцією теплоносія є різниця його густини внаслідок нагрівання від палива [8]. Теплоносій нагрівається за рахунок теплоти, яку отримує від палива, тому необхідно правильно визначити коефіцієнт тепловіддачі [6], котрий можна визначити наступним чином [10]:

$$\alpha = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda_{\text{ст}}}{d}$$

Де $\lambda_{\text{ст}}$ – коефіцієнт теплопровідності стінки, [Вт/(м·К)];

d – характерний розмір, [м];

Nu – число Нусельта.

Саме визначення числа Нусельта є основною проблемою при розрахунку коефіцієнту тепловіддачі при природній циркуляції теплоносія, оскільки всі наразі існуючі кореляції мають емпіричний характер. Вирішення цієї задачі аналітичним шляхом є дуже важким з кількох причин: геометрія тепловиділяючої збірки є складною, сам процес має складний характер, людство має недостатнє розуміння залучених процесів [6]. Питання складної геометрії тепловиділяючої збірки зазвичай вирішують застосуванням підходу з заміною її на еквівалентну простішу геометрію, наприклад, циліндр еквівалентного діаметру. У випадку природної циркуляції такий метод теж доцільно використовувати [11].

Характерними величинами при визначенні числа Нусельта у випадку природної циркуляції є число Грасгофа та число Прандтля [12]. Режим руху рідини в умовах природної конвенції визначається у залежності від значення добутку числа Грасгофа та числа Прандтля. Важливо зазначити, що при турбулентному русі рідини коефіцієнт тепловіддачі не залежить від характерного розміру і його зміна може відбуватись залежно від зміни параметрів теплоносія та різниці температур. При перехідному режимі руху рідини коефіцієнт тепловіддачі є нестабільним однак його значення в середньому збільшуються до значень характерних для турбулентного руху рідини [12].

Однією з головних цілей теплогідравлічного розрахунку активної зони є оцінка безпеки її експлуатації, одним з показників безпечності є запас до кризи теплообміну [11]. Криза теплообміну виникає, коли тепловий потік підвищується до такого високого рівня, що нагріта поверхня більше не може підтримувати постійний контакт рідини. Цей тепловий потік зазвичай називають критичним тепловим потоком. Він характеризується або раптовим підвищенням температури поверхні, викликаним покриттям нагрітої поверхні стабільним шаром пари, або невеликими стрибками температури поверхні, що відповідають появі та зникненню сухих плям. Механізми критичного теплового потоку залежить від режимів течії та розподілу фаз, які, у свою чергу, контролюються тиском, витратою теплоносія і витратним масовим паровмістом. Питання визначення критичного теплового потоку має схожі проблеми, як і у випадку визначення коефіцієнту тепловіддачі, він має складний характер, який важко описати аналітично, а існуючі кореляції мають емпіричний характер [6]. Найкращим наразі методом для визначення критичного теплового потоку є метод CHF GROENEVELD LOOK-UP TABLE (оглядова таблиця критичних теплових потоків). Суть методу полягає в тому, аби за допомогою таблиці критичних теплових потоків (КТП), представленої в [13] додаток С, визначити значення критичного теплового потоку за допомогою відповідних значень тиску, витрати та якості пари. В таблиці КТП зібрано велику кількість експериментальних даних, отриманих в різних умовах. Межі таблиці (КТП) охоплюють такі значення параметрів: тиск від [0,1 до 20 МПа], витрата від 0 до 7500 [кг/(м²·с)], витратний масовий паровміст від [-50 до 100%]. У випадках, коли параметри установки не попадають в чітко визначені межі даних, необхідне значення критичного теплового потоку можна визначити шляхом лінійної інтерполяції. Однак для отримання даних, представлених у таблиці ТКП, досліди виконувались в лабораторних умовах для однієї трубки [13]. Тому значення критичного теплового потоку, отримане з таблиці, не враховує особливості геометрії активної зони. Відповідно, у [14] були розроблені коригуючі коефіцієнти, які враховують особливості активної зони реактора, і критичний тепловий потік пропонується визначити наступним чином:

$$q_{кр.пуч} = q_{кр.таб} \cdot K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4 \cdot K_5 \cdot K_6 \cdot K_7 \cdot K_8$$

Де $q_{кр.таб}$ – значення критичного теплового потоку отриманого з таблиці ТКП, [кВт/м²];

$K_1 - K_8$ – визначені поправочні коефіцієнти, зміст яких наведено в таблиці 1.

Спосіб визначення цих факторів описано в IAEA TECDOC-1474 [6], але всі вони були отримані емпіричним шляхом та мають межу застосування. Слід зауважити, що останній коефіцієнт, зазвичай, не враховується у випадку розрахунку для активної зони реактору, оскільки під час роботи відсутні такі низькі значення витрати, а коефіцієнт, що враховує напрям потоку, можна приймати рівним одиниці [14]. Визначення критичного теплового потоку дає змогу визначити коефіцієнт запасу до кризи теплообміну, який визначається відношенням критичного теплового потоку до фактичного теплового потоку [9]:

$$K = \frac{q_{кр.пуч}}{q_f}$$

CHF GROENEVELD LOOK-UP TABLE метод є універсальним і може використовуватись, для будь яких реакторів з водяним теплоносієм та для будь яких режимів циркуляції. Сама таблиця постійно розширюється, після проведення нових експериментів та досліджень [13].

Таблиця 1 – Поправочні коефіцієнти для врахування особливостей активної зони та ТВЗ.

№	Позначення	Визначення
1	K_1	Коефіцієнт, що враховує геометрію поперечного перерізу прохідного каналу
2	K_2	Коефіцієнт, що враховує геометрію пучка стрижнів
3	K_3	Коефіцієнт, що враховує геометрію дистанційуючої решітки
4	K_4	Коефіцієнт, що враховує довжину обігріву
5	K_5	Коефіцієнт, що враховує аксіальну нерівномірність енерговиділення
6	K_6	Коефіцієнт, що враховує радіальну нерівномірність енерговиділення
7	K_7	Коефіцієнт, що враховує напрям руху потоку
8	K_8	Коефіцієнт, що враховує особливості руху при малих значеннях витрати

За розробленою методикою, яка враховує зазначені особливості, виконано теплогідравлічний розрахунок активної зони малого модульного реактору Holtec SMR-160 з природною циркуляцією

теплоносія. Розрахунок проводився для середньо та максимально навантаженої тепловиділяючої збірки (ТВЗ).

Holtec SMR-160 – це малий модульний реактор, який розробляється американською компанією Holtec International [15]. Параметри Holtec SMR-160 представлені в таблиці 2, а спрощена схема циркуляції теплоносія на рисунку 2. Ключовими особливостями реактору є інтегральна компоновка, активне використання пасивних систем безпеки та природна циркуляція теплоносія. Майже всі системи безпеки першого контуру є повністю пасивними, це має значно зменшити вплив людського фактору у випадку аварій, а відсутність великої кількості активного обладнання значно збільшує надійність систем. Згідно заяв компанії Holtec International, за допомогою пасивних систем в разі аварії реактор може протягом тридцяти днів знаходитись в безпечному стані без втручання персоналу [15]. Наразі реактор знаходиться на стадії підготовки до ліцензування, яке планується розпочати на початку 2024 року [5].

Таблиця 2 – Основні параметри Holtec SMR-160 [5].

Теплова потужність, [МВт]	525
Електрична потужність, [МВт]	160
Тиск в першому контурі, [Мпа]	15,5
Тиск в другому контурі, [Мпа]	3,4
Температура на вході в активну зону, [°C]	241
Температура на виході з активної зони, [°C]	321
Кількість паливних збірок, [шт]	57
Паливо	17 x 17 GAIA
Збагачення палива, %	4
Паливна кампанія, місяці	24
Висота активної зони, [м]	3,66
Діаметр активної зони, [м]	1,94

В якості отриманих результатів теплогідравлічного розрахунку представлені втрати тиску, розподіл яких представлено в таблиці 3, розподіл коефіцієнту тепловіддачі по висоті активної зони, (рисунк 3), а також у результаті розрахунку було отримано мінімальне значення запасу до кризи теплообміну.

Отримані значення добутку чисел Грасгофа та Прандтля свідчать, що в активній зоні реактора Holtec SMR-160 спостерігається розвинений турбулентний рух рідини, тобто значення $Gr \cdot Pr \geq 6 \cdot 10^{10}$, ці значення наведені в таблиці 4, відповідно до точок по висоті активної зони в яких виконувався розрахунок. Число Нусельта розраховане за формулою, наведеною в [12], для умов турбулентного руху рідини при природній циркуляції теплоносія:

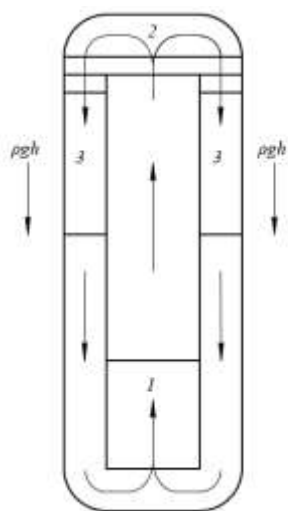
$$Nu = 0,15 \cdot (Gr \cdot Pr_p)^{0,33} \cdot \left(\frac{Pr_p}{Pr_{ст}} \right)^{0,25}$$

Таблиця 3 – Розраховані значення втрат тиску через активну зону Holtec SMR-160.

Назва	Середньо навантажена збірка	Максимально навантажена збірка	Одиниці виміру
Втрати тиску на прискорення потоку	213,7	282,6	Па
Місцеві втрати тиску	1974,8	2612,7	Па
Втрати тиску на тертя	6478,9	8348,9	Па
Загальні втрати тиску через активну зону	8667,5	11244,3	Па

Таблиця 4 – Значення добутку чисел Грасгофа та Прандтля, отримані під час теплогідравлічного розрахунку активної зони реактора Holtec SMR-160.

Висота активної зони	Середньо навантажена ТВЗ	Максимально навантажена ТВЗ
-1,83	8,35E+13	1,36E+14
-1,22	2,28E+14	4,22E+14
-0,915	2,82E+14	5,28E+14
0	3,92E+14	7,41E+14
0,915	3,72E+14	7,35E+14
1,22	3,19E+14	6,52E+14
1,83	3,47E+14	7,25E+14



1-активна зона, 2-компенсатор тиску,
3-парогенератор

Рисунок 1 – Схематичне зображення контуру циркуляції ММР.

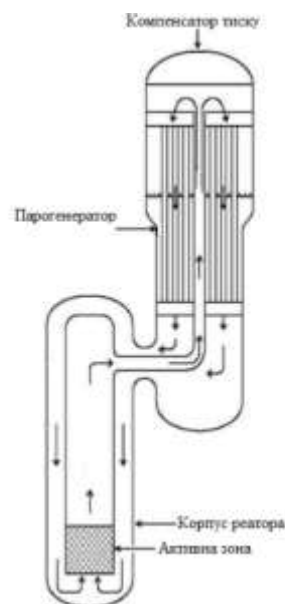


Рисунок 2 – Спрощена схема циркуляції теплоносія в Holtec SMR-160 [15].

Мінімальне значення коефіцієнту запасу до кризи теплообміну отримане в ході розрахунку складає 1,32. Таке низьке значення запасу до кризи теплообміну спричинене низьким значенням критичного теплового потоку, що є одним з головних недоліків систем з природною циркуляцією теплоносія. Зазвичай прийнято вважати, що 1,3 є мінімально допустимим для безпечної експлуатації ядерних реакторів з водою під тиском [11]. Однак важливою особливістю систем з природною циркуляцією є залежність значення витрати від теплового потоку, зі збільшенням якого відбувається збільшення витрати, а, відповідно, збільшується тепловідведення від активної зони та значення критичного теплового потоку [6].

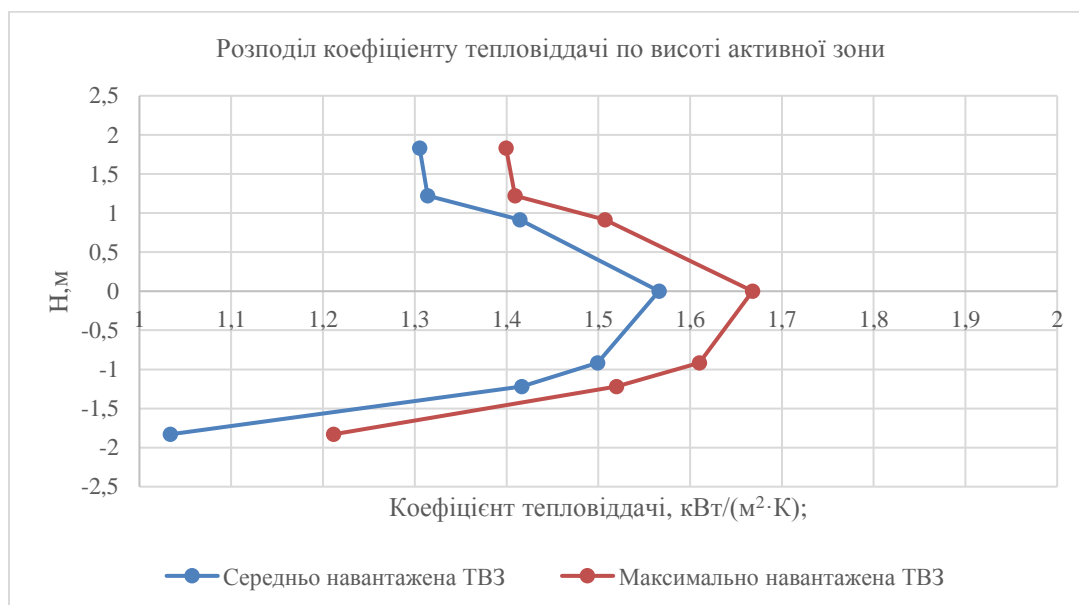


Рисунок 3 – Графік розподілу коефіцієнту тепловіддачі по висоті активної зони

Висновки

При теплогідрравлічному розрахунку активної зони малого модульного реактору з природною циркуляцією теплоносія необхідно враховувати вплив природної циркуляції на визначення таких параметрів як втрати тиску, коефіцієнт тепловіддачі та коефіцієнт запасу до кризи теплообміну. Правильне визначення втрат тиску є критично важливим, для подальшого визначення швидкості циркуляції. Під час визначення коефіцієнту необхідно використовувати кореляції в яких визначальними є число Грасгофа та

число Прандтля, які є визначальними при визначенні режиму руху рідини. Значення критичного теплового потоку доцільно визначати універсальним методом CHF GROENEVELD LOOK-UP TABLE.

Згідно отриманих результатів розрахунку для Holtec SMR-160 можна побачити, що втрати тиску є доволі незначними, значення коефіцієнту тепловіддачі по висоті активної зони для середньо навантаженої та максимально навантаженої тепловиділяючої є цілком прийнятним, а його зміна характеризується зміною різниці температури між паливом та теплоносієм. Отриманий в результаті розрахунку коефіцієнт запасу до кризи теплообміну, хоч і є близьким до мінімально допустимого значення, але з урахуванням особливостей природної циркуляції теплоносія, є цілком прийнятним, однак потребує подальшого аналізу в ході оцінки безпеки реакторної установки. На даному етапі можна казати, що реакторна установка Holtec SMR-160 є яскравим представником малих модульних реакторів з природною циркуляцією теплоносія, а отримані результати доводять безпечність її експлуатації.

Список використаної літератури

1. Liou J. What are Small Modular Reactors (SMRs)? International Atomic Energy Agency | Atoms for Peace and Development. URL: <https://www.iaea.org/newscenter/news/what-are-small-modular-reactors-smrs> (date of access: 22.11.2023).
2. Small Modular Reactors: A new nuclear energy paradigm. The IAEA Platform on Small Modular Reactors and their Application. URL: <https://nucleus.iaea.org/sites/smr/Shared%20Documents/Small%20Modular%20Reactors%20a%20new%20nuclear%20energy%20paradigm.pdf> (date of access: 19.11.2023)
3. Особливості MMP та їх перспективи в Україні: огляд від експерта ДНТЦ ЯРБ. ДНТЦ ЯРБ. URL: <https://sstc.ua/news/osoblivosti-mmr-ta-yih-perspektivi-v-ukrayini-oglyad-vid-eksperta-dntc-yarb> (дата звернення: 22.11.2023).
4. Про використання ядерної енергії та радіаційну безпеку : Закон України від 08.02.1995 р. № 39/95-ВР : станом на 1 жовт. 2023 р. URL: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/39/95-vr#Text> (дата звернення: 18.11.2023).
5. Advances in Small Modular Reactor Technology Developments. A Supplement to: IAEA Advanced Reactors Information System (ARIS). IAEA Department of Nuclear Energy, 2022. 424p. URL: <https://nucleus.iaea.org/sites/smr/Shared%20Documents/2022%20IAEA%20SMR%20ARIS%20Booklet.pdf> (date of access: 19.11.2023)
6. Natural circulation in water cooled nuclear power plants. Phenomena, models, and methodology for system reliability assessments. IAEA Department of Nuclear Energy, 2005. 649p. URL: https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/TE_1474_web.pdf (date of access: 25.11.2023)
7. Natural circulation data and methods for advanced water cooled nuclear power plant designs. Proceedings of a Technical Committee meeting held in Vienna. IAEA Department of Nuclear Energy, 2000. URL: https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/te_1281_prn.pdf (date of access: 22.11.2023).
8. D'Auria F. Thermal Hydraulics in Water-Cooled Nuclear Reactors. University of Pisa, 2017.
9. Теплогідрравлічні процеси в енергетичних установках. Розрахунова робота: навч. посіб. для студ. спеціальності 143 «Атомна енергетика», спеціалізації «Атомні електричні станції» / КПІ ім. Ігоря Сікорського; уклад.: В.Ю.Кравець, Є.С. Алексеїк, О.С.Алексеїк. Київ : КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2020. 39 с.
10. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы) . Москва: Энергоатомиздат, 1984. 296 с.
11. Tong L.S., Weisman J. Thermal analysis of pressurized water reactor. Third Edition. Amer Nuclear Society, 1996. 748 p.
12. Исаченко В., Осипов В., Сукомел А. Теплопередача. Москва : Энергоиздат, 1981. 416 с.
13. Groeneveld D.C. Critical Heat Flux Data Used to Generate the 2006 Groeneveld Lookup Tables. Thermalhydraulics Consultants, Inc., 2016. URL: <https://www.nrc.gov/docs/ML1902/ML19029B306.pdf> (date of access: 23.11.2023).
14. Cheng X., Mueller U. Review on critical heat flux in water cooled reactors. Germany, 2003. 42p.
15. Holtec International - Small Modular Reactor. URL: <https://holtecinternational.com/products-and-services/smr/> (date of access: 18.11.2023).

V. Konshin¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0003-2591-3589

P. Kravchenko¹, master student, ORCID 0009-0004-8309-0693

¹National Technical University of Ukraine «Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute»

SPECIFIC OF THERMOHYDRAULIC CALCULATIONS OF CORE PRESSURIZED WATER SMALL MODULAR REACTORS IN CASE NATURAL CIRCULATION OF THE COOLANT

The article has been devoted to the study of the main features of pressurized water small modular reactors and an analysis of the influence of the specified features on the thermohydraulic calculation of the core.

Special attention is given to small modular reactors with natural circulation of the coolant. It was determined that in the calculation of the core, natural circulation affects the determination of pressure losses and the heat transfer coefficient. When determining pressure losses, the difference between natural and forced coolant circulation lies in the components of pressure losses that need to be considered. In the determination of the heat transfer coefficient, the key factor is the determination of the Nusselt number, where the circulation flow regime affects determining criteria. The issue of determining the critical heat flow using the CHF LOOK UP TABLET method is also considered for the further determination of the departure from nuclear boiling, which serves to assess the safety of operation of the installation.

As an example, during the study, a thermohydraulic calculation of the core of the small modular reactor Holtec SMR-160, as one of the advanced representatives of this type of reactor, was performed. As a result of the conducted calculation, the value of pressure losses, the distribution of the heat transfer coefficient and the minimum departure from nuclear boiling were obtained. The study shows the departure from nuclear boiling obtained as a result of the calculation is close to the minimum allowable value, but it is quite acceptable considering the characteristics of natural coolant circulation. However, it necessitates further analysis during the assessment of the reactor facility's safety.

Keywords: nuclear energy, core, thermohydraulic calculation, natural circulation, small modular reactor, Holtec SMR-160.

References

1. J. Liou, International Atomic Energy Agency (2023, Sept.13) “What are Small Modular Reactors (SMRs)?” [Online]. Available: <https://www.iaea.org/newscenter/news/what-are-small-modular-reactors-smrs>.
2. International Atomic Energy Agency, *Small Modular Reactors: A new nuclear energy paradigm*. [Online]. Available: <https://nucleus.iaea.org/sites/smr/Shared%20Documents/Small%20Modular%20Reactors%20a%20new%20nuclear%20energy%20paradigm.pdf>
3. State Scientific and Technical Center for Nuclear and Radiation Safety, *Features of MMR and their prospects in Ukraine: a review by an expert of the SSTC*. [Online]. Available: <https://sstc.ua/news/osoblivosti-mmr-ta-yih-perspektivi-v-ukrayini-oglyad-vid-eksperta-dntc-yarb>
4. On the use of nuclear energy and radiation safety: Law of Ukraine dated February 8, 1995 No. 39/95-VR: as of October 1 2023. [Online]. Available: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/39/95-вр#Text>.
5. International Atomic Energy Agency, *Advances in Small Modular Reactor Technology Developments. A Supplement to: IAEA Advanced Reactors Information System (ARIS)*, 2022. 424p. [Online]. Available: <https://nucleus.iaea.org/sites/smr/Shared%20Documents/2022%20IAEA%20SMR%20ARIS%20Booklet.pdf>
6. IAEA Department of Nuclear Energy, *Natural circulation in water cooled nuclear power plants. Phenomena, models, and methodology for system reliability assessments*, 2005, 649p. [Online]. Available: https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/TE_1474_web.pdf
7. IAEA Department of Nuclear Energy, *Natural circulation data and methods for advanced water cooled nuclear power plant designs. Proceedings of a Technical Committee meeting held in Vienna*, 2000 [Online]. Available: https://www-pub.iaea.org/MTCD/Publications/PDF/te_1281_prn.pdf
8. F. D’Auria, *Thermal Hydraulics in Water-Cooled Nuclear Reactors*. University of Pisa, 2017.
9. V.Y. Kravets, E.S. Alekseik, and O.S. Alekseik, *Thermohydraulic processes in power plants. Calculation work: training. manual for students specialty. 143 "Nuclear Energy", specialization "Nuclear Electric Stations"*. Kyiv: Igor Sikorsky KPI, 2020, p. 39.
10. P.L.Kirillov, Y.S Yuryev and V.P Bobkov, *Handbook of thermal-hydraulic calculations (nuclear reactors, heat exchangers, steam generators)*. Moscow: Energoatomizdat, 1984. 296 p.
11. L.S Tong and J. Weisman, *Thermal analysis of pressurized water reactor*, 3rd edition. Amer Nuclear Society, 1996.
12. V. Isachenko., V. Osipov and A. Sukomel, *Heat transfer*. Moscow: Energoizdat, 1981, p.416.
13. D.C Groeneveld, *Critical Heat Flux Data Used to Generate the 2006 Groeneveld Lookup Tables*. Thermalhydraulics Consultants, Inc., 2016. [Online]. Available: <https://www.nrc.gov/docs/ML1902/ML19029B306.pdf>
14. X. Cheng and U.Mueller, *Review on critical heat flux in water cooled reactors*. Germany, 2003, p.42.
15. Holtec International - Small Modular Reactor. [Online]. Available: <https://holtecinternational.com/products-and-services/smr/>

Надійшла: 11.01.2024

Received: 11.01.2024

ДОСЛІДЖЕННЯ ІМПУЛЬСНИХ ПЕРЕНАПРУГ У КАБЕЛЬНИХ ЛІНІЯХ ВИСОКОЇ НАПРУГИ З ТРАНСПОЗИЦІЄЮ ЕКРАНІВ

У роботі розроблена математична модель кабельної лінії електропередачі з транспозицією екранів для дослідження та аналізу хвильових процесів імпульсів перенапруги при транспозиції екранних контурів. Запропоновано еквівалентні та розрахункові схеми при транспозиції екранів кабельної лінії, для яких отримано аналітичні вирази для розрахунку максимумів перенапруги. На основі проведеного аналізу хвильових процесів, що відбуваються в транспонованих екранах трифазної системи, встановлено, що при оцінці максимуму напруги на екранах кабельної лінії допустимо не враховувати хвилі, що відбиваються від вузлів, розташованих за вузлом, що розглядається, в напрямку проходження хвилі. Навпаки, рекомендується враховувати взаємний вплив фаз, якщо приблизно прийняти хвильовий опір каналу екран-земля, що дорівнює хвильовому опору міжекранного каналу. Встановлено, що облік взаємного впливу фаз призводить до зменшення амплітуди імпульсу та скорочення часу його впливу, отже, для розрахунку максимумів перенапруги необхідно враховувати взаємовплив між каналами екран-екран сусідніх фаз.

Ключові слова: математична модель, хвильові процеси, кабельна лінія, транспозиція екранів, імпульс перенапруги.

Вступ. Основу широких класів електричних кіл з розподіленими параметрами складають трифазні електричні кола з розподіленими параметрами типу високовольтних кабельних ліній електропередачі. Саме перехідні і сталі процеси в таких колах визначають надійність і стійкість роботи енергосистеми.

У науково-технічній літературі приділяється велика увага теоретичному аналізу та інженерним методам розрахунку електромагнітних перехідних процесів в електричних колах з розподіленими параметрами.

Однак урахування розподілених параметрів та вплив взаємоіндукції однофазних кабелів трифазної лінії призводить до складності досліджуваного кола, посилення вимог до точності і швидкості їх розрахунку, а також складний характер самих процесів, які зумовлюють необхідність подальшого вдосконалення методів їх аналізу.

Використання класичної теорії електротехніки і точних аналітичних методів розрахунку перехідних процесів для складних кіл стає все більш проблематичним. Відомі наближені аналітичні методи мають, як правило, обмежену придатність і не в змозі охопити широкий спектр завдань пов'язаних з дослідженням і аналізом електромагнітних перехідних процесів.

Найбільш перспективними для таких цілей дослідження і аналізу є методи, повністю орієнтовані на застосування комп'ютера, тобто універсальні по відношенню до типів елементів і складності електричних кіл, типу високовольтних кабельних ліній з отриманням зображень струмів і напруги для розрахунку і дослідження їх оригіналів.

При чисельному аналізі електромагнітних перехідних процесів в кабельних ліній, її основною математичною моделлю є диференціальні рівняння. Відомі загальні алгоритми формування цих рівнянь, які сумісні з багатьма чисельними методами та їх подальшими рішеннями.

Однак ці алгоритми досить складні (особливо при наявності в колі взаємоіндуктивного зв'язку), вимагають виконання невиправдано громіздких математичних перетворень, додаткової логічної обробки вихідних даних і результату [1 – 5].

Мета та завдання. Розробка математичної моделі кабельної лінії електропередачі з транспозицією екранів для дослідження та аналізу хвильових процесів імпульсів перенапруги при транспозиції екранних контурів.

Матеріали і результати досліджень. У процесі експлуатації на ізоляцію кабельної лінії впливають комутаційні та атмосферні перенапруги. Крім того, у разі виникнення короткого замикання за межами лінії, струм КЗ, що проходить по жилі, індукує ЕРС в екрані, значення якої, як правило, перевищує випробувальну напругу екрану кабелю [6].

Оскільки максимальна напруга на ізоляції екрана виникає до моменту приходу хвиль, які відбиваються від заземленого екрану в кінці лінії, тому аналіз процесів можна проводити моделюючи кабельну лінію у вигляді нескінченної довгої лінії.

Для спрощення математичної моделі для виявлення основних фізичних закономірностей у роботі знехтуємо вплив двох інших фаз трифазної кабельної лінії на процеси у каналі екран-земля фази, на початку якого відбулося коротке замикання.

Аналіз параметрів електромагнітних полів, ініційованих елементами кабельної лінії, дозволяє записати телеграфні рівняння для напруги і струмів у жилі та екрані кабелю:

$$\begin{bmatrix} -\frac{d\underline{U}_{\mathcal{J}}}{dx} \\ -\frac{d\underline{U}_E}{dx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Z}_1 & \underline{Z}_{12} \\ \underline{Z}_{21} & \underline{Z}_2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{I}_{\mathcal{J}} \\ \underline{I}_E \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} -\frac{d\underline{I}_{\mathcal{J}}}{dx} \\ -\frac{d\underline{I}_E}{dx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{Y}_1 & -\underline{Y}_1 \\ -\underline{Y}_1 & \underline{Y}_1 + \underline{Y}_2 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_{\mathcal{J}} \\ \underline{U}_E \end{bmatrix}, \quad (1)$$

де \underline{Z} – поперечні опори та \underline{Y} – продольні провідності, що пов’язані з проникненням електромагнітного поля в жилу та екран кабелю. Наближені розрахункові формули для визначення \underline{Z} , \underline{Y} представлені у роботі [7].

Розглянемо хвильові рівняння (1) в операторній формі, можна отримати аналітичні вирази для операторних зображень напруги між жилою та екраном ($\underline{U}_{\mathcal{J}E}$), екраном та землею (\underline{U}_{E3}):

$$\begin{aligned} \underline{U}_{\mathcal{J}}(x) &= \underline{U}_{\mathcal{J}E}(x) - \underline{U}_{E3}(x) = \frac{E}{p} \left(\frac{\underline{Z}_1 \underline{Y}_1 - \gamma_2^2}{\gamma_1^2 - \gamma_2^2} e^{-\gamma_1 x} - \frac{\underline{Z}_1 \underline{Y}_1 - \gamma_1^2}{\gamma_1^2 - \gamma_2^2} e^{-\gamma_2 x} \right), \\ \underline{U}_E(x) &= \frac{E}{p} \frac{\underline{Z}_M \underline{Y}_1}{\gamma_1^2 - \gamma_2^2} \left(e^{-\gamma_2 x} - e^{-\gamma_1 x} \right), \\ \gamma_{1,2}^2 &= \frac{\underline{Z}_1 \underline{Y}_1 + \underline{Z}_2 \underline{Y}_2}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\underline{Z}_1 \underline{Y}_1 + \underline{Z}_2 \underline{Y}_2}{4} \right)^2 + \underline{Z}_M^2 \underline{Y}_1 \underline{Y}_2}, \end{aligned}$$

де \underline{Z}_M – взаємний опір між каналами жила-екран та екран-земля.

При проектуванні кабельних ліній електропередачі виникає потреба оцінки максимумів перенапруги за спрощеними математичними моделями без поглибленого аналізу та облік всіх можливих впливів на хвильові процеси при виникненні імпульсів перенапруги. Для рішення подібних задач допускається знехтування зовнішнім опором жили, що обумовлено електромагнітним полем в жилі кабелю, опором екрану, що визначається падінням напруги на внутрішній стороні екрану від струму, що повертається через землю, так активною складовою опору, що обумовлений проникненням електромагнітного поля в землю та індуктивною складовою взаємного опору між каналами жила-екран та екран-земля. Ці припущення не вносять суттєвих змін на дослідження хвильових процесів та приводить до відносно незначним похибкам при оцінюванні максимуму напруги на ізоляції екрану. Після внесення вище перелічених допущень хвильові рівняння коаксіального кабельної лінії запишуться у вигляді:

$$\begin{bmatrix} -\frac{d\underline{U}_{\mathcal{J}}}{dx} \\ -\frac{d\underline{U}_E}{dx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p \cdot \text{Im}[\underline{Z}_1] & 0 \\ \text{Re}[\underline{Z}_{1,2}] & p \cdot \text{Im}[\underline{Z}_2] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{I}_{\mathcal{J}} \\ \underline{I}_E \end{bmatrix}, \quad (2)$$

$$\begin{bmatrix} -\frac{d\underline{I}_{\mathcal{J}}}{dx} \\ -\frac{d\underline{I}_E}{dx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p \cdot \text{Im}[\underline{Y}_1] & 0 \\ 0 & p \cdot \text{Im}[\underline{Y}_1 + \underline{Y}_2] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_{\mathcal{J}} \\ \underline{U}_E \end{bmatrix}.$$

Розв’язуємо хвильові рівняння (2) в операторній формі, знаходимо оригінали, можна отримати аналітичні вирази для напруги між жилою та екраном, екраном та землею:

$$\underline{U}_{\mathcal{J}}(x) = E \cdot \delta_0(t - \tau_{1x}),$$

$$\underline{U}_E(x) = E \cdot \frac{C_1 R E}{1/V_2^2 - 1/V_1^2} \left[(t - \tau_{1x})^2 \delta_0 - (t - \tau_{2x})^2 \delta_0 \right],$$

де $\delta_0(t - \tau_{1x})$ – узагальнена одинична функція; $V_1 = 1/\sqrt{L_1 C_1}$, $V_2 = 1/\sqrt{L_2 C_2}$ – швидкості розповсюдження хвиль по каналах жила-екран та екран-земля; $\tau_{1x} = x/V_1$; $\tau_{2x} = x/V_2$ – час проходження хвиль по відповідним каналам до точки з координатою x .

Представлена математична модель розрахунку значень струмів і напруги у жилах і екранах кабелів трифазної системи однофазного виконання отримана за умови двостороннього заземлення екранів лінії. Однак, з метою боротьби з поздовжніми струмами, що індукуються в екранах, у більшості випадків, застосовується їх одно стороннє розземлення і транспозиція, для яких хвильові процеси розповсюдження імпульсів перенапруги будуть мати інший характер через зміни хвильових опорів і електричної схеми кабельної лінії електропередачі.

Для оцінки максимумів перенапруги на екранах у вузлах транспозиції також можна не враховувати відбиті хвилі, взаємний вплив фаз враховується заміною в еквівалентній схемі величини зовнішнього індуктивного опору жили на величину хвильового опору каналу екран-екран – Z_{22} . При цих допущеннях еквівалентна розрахункова схема для визначення максимальної напруги на екрані у вузлах транспозиції, що розташована першою за напрямом поширення електромагнітної хвилі, та розповсюджується по каналу жила-екран однієї фази представлена на рис.1.

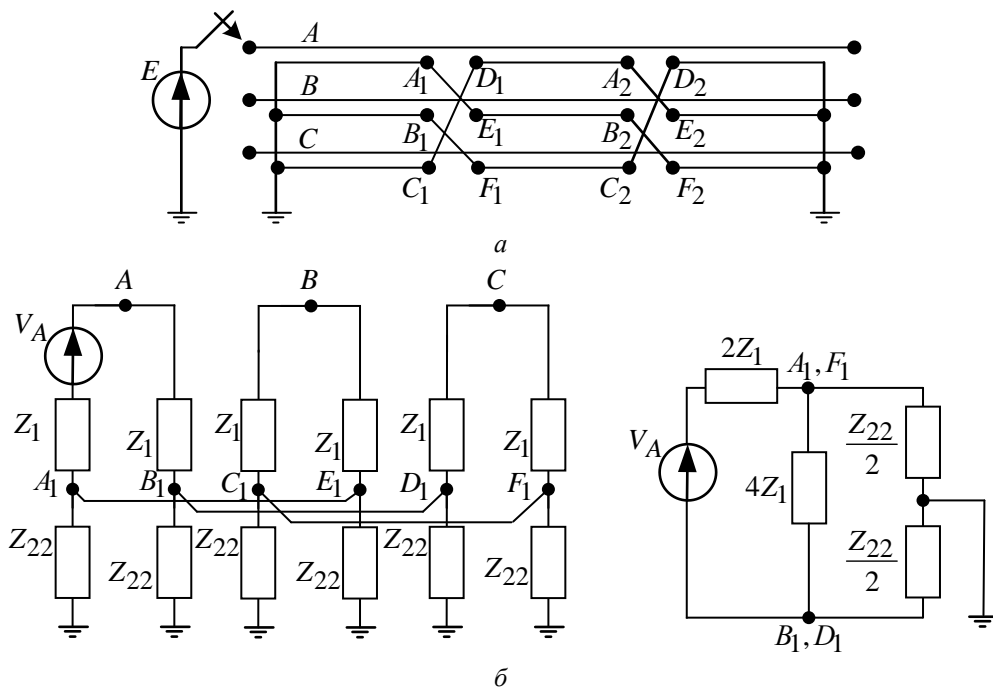


Рисунок 1 – Схема кабельної лінії з транспозицією екранів (а), еквівалентна розрахункова схема (б)

Згідно рис.1, максимуми напруги між жилою та екраном однієї і тієї ж фази у вузлу транспозиції рівні подвоєному значенню напруги на екрані відносно землі:

$$U_{E \max} = U_{C1 \max} - U_{A1 \max} = \frac{E}{1.5 + 2 \frac{Z_1}{Z_{22}}} = \frac{2U_{\text{відб.А}}}{1.5 + 2 \frac{Z_1}{Z_{22}}}$$

Проведений аналіз показав, що перенапруги на екранах кабелю збільшуються зі зменшенням співвідношення Z_1/Z_{22} . Оскільки зі збільшенням поперечного перерізу кабелю хвильовий опір коаксіального каналу Z_1 зменшується, то рівень перенапруги на ізоляції екрану збільшується зі збільшенням поперечного перерізу. На рис.2 приведена залежність $U_{E \max}/E = f(Z_1/Z_{22})$, яка розрахована за попередньо представленими виразами. Як видно із розрахунку, при транспозиції екранів, перенапруги, що виникають у вузлах транспозиції на ізоляції екрану перевищують її імпульсну допустиму напругу $U_{\text{імп.доп}}$. Зменшення рівня перенапруги на ізоляції екрану можна досягти шляхом збільшення хвильового опору Z_{22} , шляхом зближення фаз кабельної лінії.

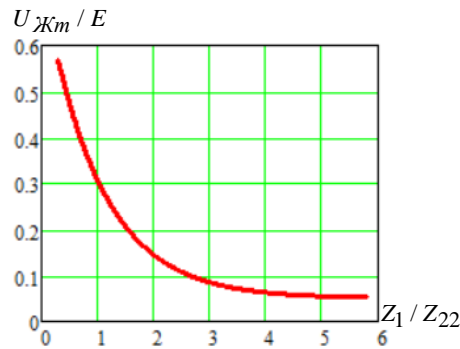


Рисунок 2 – Рівень перенапруги на ізоляції екрану кабельної лінії при транспозиції екранів

На рис.3 представлені результати розрахунку перенапруги на екрані кабельної лінії у вузлах транспозиції екранів при врахуванні взаємного впливу сусідніх фаз.

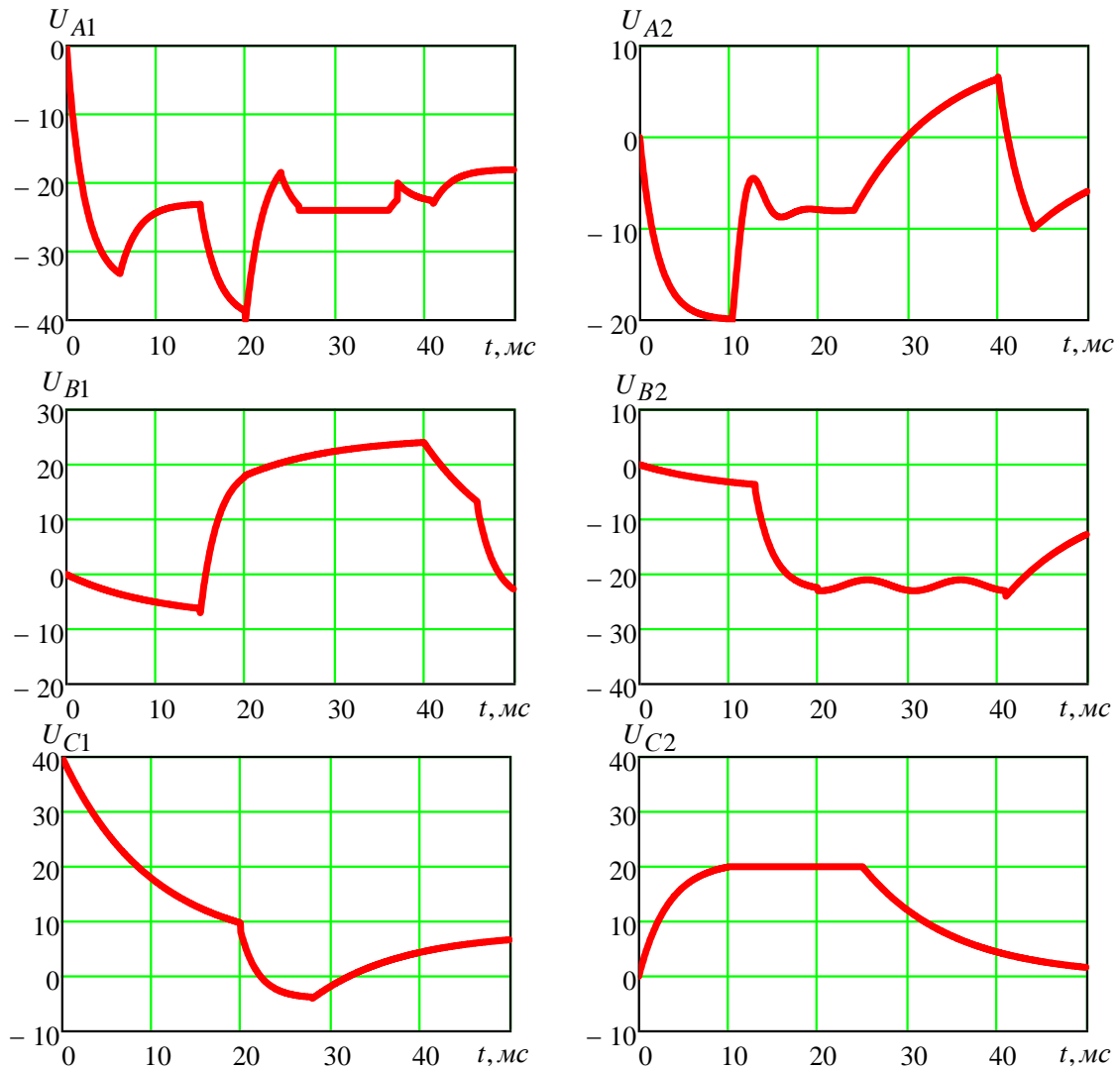


Рисунок 3 – Розрахункові осцилограми перенапруги на екрані кабельної лінії у вузлах транспозиції екранів

Аналіз розрахункових осцилограм рис. 3 показав, що максимуми перенапруги на екрані у першому вузлі транспозиції, відповідають моменту приходу в цей вузол хвилі по каналу, швидкість розповсюдження хвиль в якому не залежить від інших фаз.

Зниження напруги на екрані фази А у першому вузлі наступає в момент приходу по каналу хвилі, що відбивається від другого вузла транспозиції. Сумарна довжина імпульсу напруги визначається

моментом приходу по каналу екран-земля у перший вузол транспозиції хвилі, що відбивається від заземлення екрану в кінці циклу транспозиції.

На основі проведеного аналізу можна при оцінці максимуму напруги на оболонках КЛ не враховувати відбиті хвилі від вузлів, розташованих за вузлом, що розглядається, по ходу руху хвилі і, навпаки, рекомендується враховувати взаємний вплив фаз, якщо хвильовий опір каналу екран-земля прийняти рівним хвильовому опору міжкранного каналу.

Висновок.

Запропоновано еквівалентні та розрахункові схеми при транспозиції екранів кабельної лінії, для яких отримано аналітичні вирази для розрахунку максимумів перенапруги.

На основі проведеного аналізу хвильових процесів, що відбуваються в транспонованих екранах трифазної системи, встановлено, що при оцінці максимуму напруги на екранах кабельної лінії допустимо не враховувати хвилі, що відбиваються від вузлів, розташованих за вузлом, що розглядається, в напрямку проходження хвилі. Навпаки, рекомендується враховувати взаємний вплив фаз, якщо приблизно прийняти хвильовий опір каналу екран-земля, що дорівнює хвильовому опору міжкранного каналу.

Встановлено, що облік взаємного впливу фаз призводить до зменшення амплітуди імпульсу та скорочення часу його впливу, отже, для розрахунку максимумів перенапруги необхідно враховувати взаємний вплив між каналами екран-екран сусідніх фаз, щоб раціонально вибирати захисні методи під час проектування.

Список використаної літератури

1. Schött-Szymczak A., Walczak, K. Impact of Cable Configuration on the Voltage Induced in Cable Screen during Work with One-Sidedly Ungrounded Cable Screen. *Energies*, 14(14), 4263. doi.org/10.3390/en14144263
2. Santos M., Calafat M. A. (2019). Dynamic simulation of induced voltages in high voltage cable sheaths: Steady state approach. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2019, 105, 1-16. doi.org/10.1016/j.ijepes.2018.08.003
3. Lobodzinskiy V. Transient Analysis in Three-Phase Cable Lines with the Transposition Phase Cables Conductive Screens During Short Circuit Fault. *IEEE 3rd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, 2021. p. 413-416. doi.org/10.1109/UKRCON53503.2021.9575468
4. Lobodzinskiy Vadim, Chybelis Valeriy, Petruchenko Oleg, et al. Features of Transient Research in Three-Phase High-Voltage Power Transmission Cable Lines. *Grail of Science*, 2021, №6. pp. 132-145. doi.org/10.36074/grail-of-science.25.06.2021.025.
5. Лободзинський В.Ю., Чибеліс В.І. Аналіз перехідних процесів у трифазних електричних колах з розподіленими параметрами і міжфазними зв'язками на прикладі високовольтної кабельної лінії. *Енергетика: економіка, технології, екологія*, 2021 №3. С. 64-69. doi.org/10.20535/1813-5420.3.2021.251207.
6. Бойко В.С., Бойко В.В., Видолуб Ю.Ф., Курило І.А., Шеховцов В.І., Шидловська Н.А. Теоретичні основи електротехніки: Підручник: У 3 т. К.: ІВЦ «Видавництво «Політехніка», 2004. – Т. 3. – 244 с.
7. Wedepohl, L. M., & Wilcox, D. J. Transient analysis of underground power-transmission systems. System-model and wave-propagation characteristics. In *Proceedings of the institution of electrical engineers*. 1973, Vol. 120, No. 2, pp. 253-260. doi.org 10.1049/piee.1973.0056

V. Lobodzinskiy¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0003-1167-824X

M. Buryk¹, Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0002-7114-1084

¹National technical university of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

RESEARCH OF IMPULSE OVERVOLTAGES IN HIGH VOLTAGE CABLE LINES WITH CROSS BONDING CABLE SHEATH

In the paper, a mathematical model of a power transmission cable line with cross bonding of screens is developed for the study and analysis of wave processes of overvoltage pulses during the cross bonding of screen contours. Equivalent and calculation schemes for the cross bonding of cable line shields are proposed, for which analytical expressions for calculating overvoltage maxima are obtained. Based on the analysis of the wave processes occurring in cross bonding cable shields of the three-phase system, it was established that when estimating the maximum voltage on the shields of the cable line, it is permissible not to take into account the waves reflected from the nodes located behind the node under consideration in the direction of wave travel. On the contrary, it is recommended to take into account the mutual influence of the phases, if we approximately accept the wave resistance of the screen-earth channel, which is equal to the wave resistance of the inter-screen channel. It has been established that taking into account the mutual influence of the phases leads to a decrease in the amplitude of the pulse and a reduction in the time of its influence, therefore, in order to calculate the overvoltage maxima, it is necessary to take into account the mutual influence between the screen-screen channels of neighboring phases.

Keywords: *mathematical model, wave processes, cable line, cross bonding cable sheath, surge impulse.*

References

1. Schött-Szymczak A., Walczak, K. Impact of Cable Configuration on the Voltage Induced in Cable Screen during Work with One-Sidedly Ungrounded Cable Screen. *Energies*, 14(14), 4263. doi.org/10.3390/en14144263
2. Santos M., Calafat M. A. (2019). Dynamic simulation of induced voltages in high voltage cable sheaths: Steady state approach. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2019, 105, 1-16. doi.org/10.1016/j.ijepes.2018.08.003
3. Lobodzinskiy V. Transient Analysis in Three-Phase Cable Lines with the Transposition Phase Cables Conductive Screens During Short Circuit Fault. *IEEE 3rd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, 2021. p. 413-416. doi.org/10.1109/UKRCON53503.2021.9575468
4. Lobodzinskiy Vadim, Chybelis Valeriy, Petruchenko Oleg, et al. Features of Transient Research in Three-Phase High-Voltage Power Transmission Cable Lines. *Grail of Science*, 2021, №6. pp. 132-145. doi.org/10.36074/grail-of-science.25.06.2021.025.
5. Lobodzinsky V.Y., Chybelis V.I., Analysis of transients in three-phase electrical circuits with distributed parameters and interphase connections on the example of a high-voltage cable line. *Energy: economics, technology, ecology*, 2021, №3. p. 64-69.
6. Boiko V.S., Boiko V.V., Vydoliub Yu.F., Kurylo I.A., Shekhovtsov V.I., Shydlovska N.A. Theoretical foundations of electrical engineering: Textbook in 3 vol. Kyiv, Vydavnytstvo «Politekhnik», 2004. – Vol. 3. – 244 p.
7. Wedepohl, L. M., & Wilcox, D. J. Transient analysis of underground power-transmission systems. System-model and wave-propagation characteristics. In *Proceedings of the institution of electrical engineers*. 1973, Vol. 120, No. 2, pp. 253-260. doi.org 10.1049/piee.1973.0056

Надійшла: 15.11.2023

Received: 15.11.2023

В.І.Скалозубов¹, д-р техн. наук, професор, ORCID 0000-0003-2361-223XО.М.Верінов¹, аспірант, ORCID 0000-0002-0718-1532А.В.Канівець¹, аспірант, ORCID 0009-0005-6135-7470І.М.Вербило¹, аспірант, ORCID 0009-0006-3369-3896В.І.Філатов², канд. техн. наук, доцент, ORCID 0000-0002-3046-3546¹Національний університет «Одеська політехніка»²Національний технічний університет України
«Київський політехнічний інститут імені Ігоря Сікорського»

МОДЕРНІЗАЦІЯ СТРАТЕГІЙ ПЛАНОВИХ РЕМОНТІВ АКТИВНИХ СИСТЕМ БЕЗПЕКИ ЯДЕРНИХ ЕНЕРГОУСТАНОВОК З ВВЕР

Встановлені технологічними регламентами безпечної експлуатації АЕС з ВВЕР стратегії планових випробувань і ремонтів активних систем безпеки (з насосами) не враховують багаторічного досвіду експлуатації та результатів численних випробувань активних систем безпеки, поточних показників надійності та залишкового ресурсу основного устаткування й інших чинників. Модернізація/удосконалення проєктних стратегій планових ремонтів і випробувань активних систем безпеки визначають необхідність розроблення відповідних методів кваліфікації (обґрунтування) модернізованих стратегій. Представлено ризик-орієнтований метод кваліфікації модернізації стратегій планових ремонтів активних систем безпеки, що враховує досвід експлуатації, планових ремонтів і випробувань, а також поточну надійність основного обладнання. Розроблений метод ґрунтується на таких положеннях. Визначальний показник надійності при кваліфікації стратегій планових ремонтів активних систем безпеки - коефіцієнт неготовності виконання функції безпеки, що визначає ймовірність виникнення критичної відмови в поточний момент часу залежно від параметра інтенсивності потоку критичних відмов, встановлених у планових випробуваннях/ремонтах за минулий термін експлуатації. Під критичною відмовою тут мається на увазі відмова виконання функції безпеки (наприклад, відмова з увімкнення насоса, вимушене вимкнення насоса внаслідок порушення умов працездатності, течі в контурах активних систем безпеки та інші). Критерій кваліфікації модернізації стратегій планових ремонтів активних систем безпеки - цільова функція ризику, що визначає співвідношення коефіцієнтів неготовності виконання функції безпеки проєктної та модернізованої стратегій планових ремонтів активних систем безпеки. Умови успішної кваліфікації - коефіцієнт неготовності виконання функції безпеки модернізованої стратегії планових ремонтів не більший за коефіцієнт неготовності проєктної стратегії планових ремонтів. На основі розробленого методу обґрунтовано модернізовану стратегію планових ремонтів активної частини систем аварійного охолодження активної зони реактора ВВЕР-1000, а також визначено обмеження застосовності модернізованої стратегії.

Ключові слова: активна система безпеки, ремонт за надійністю.

Вступ

Актуальність удосконалення/модернізації стратегій планових ремонтів активних систем безпеки (СПР АСБ) визначається недостатньою обґрунтованістю регламентованої (проєктної) СПР АСБ, яка не враховує досвіду експлуатації, результатів планових випробувань і ремонту, залишкового ресурсу за надійністю та інших чинників.

Модернізація СПР АСБ повинна мати оптимізаційний характер, оскільки, з одного боку, збільшення кількості планових випробувань і ремонту збільшує вірогідність виявлення "прихованих" відмов та дефектів; але, з іншого боку, необґрунтоване збільшення кількості планових випробувань та ремонтів може призвести до надлишкового зносу устаткування та зниження залишкового ресурсу за надійністю виконання функцій безпеки, збільшення вірогідності помилкових дій персоналу, збільшення тривалості планово-попереджувальних ремонтів (ППР) та інших негативних наслідків.

Для обґрунтування модернізованих СПР АСБ ЯЕУ необхідно розробити відповідні методи кваліфікації, що враховують поточний стан надійності виконання необхідних функцій безпеки, досвід експлуатації, результати проведених раніше випробувань каналів АСБ на потужності реактора/в процесі ППР, кількість і результати проведених раніше ремонтів, що й визначає актуальність представленої роботи.

Аналіз літературних джерел і постановка проблеми

У роботі [1] проведено аналіз регламентованої стратегії планових випробувань АСБ ЯЕУ з ВВЕР у режимах роботи реактора на потужності. У результаті встановлено, що проєктна СПР АСБ не враховує

поточний стан надійності виконання функцій безпеки, досвід і результати проведених випробувань та інші фактори. Однак питання модернізації/оптимізації СПР АСБ у цій роботі не розглядалися.

У роботі [2] проведено детерміністичний аналіз надійності насосів АСБ ЯЕУ з ВВЕР у процесі випробувань у режимах роботи реактора на потужності та ППР. Однак питання модернізації/оптимізації СПР АСБ у цій роботі також не розглядалися.

У роботі [3] проведено аналіз впливу кількості проведених випробувань тепломеханічного обладнання на знос і залишковий за надійністю ресурс. Однак розроблені в цій роботі методи недостатньо обґрунтовані для кваліфікації модернізації СПР АСБ ЯЕУ з ВВЕР.

У роботі [4] представлено ризик-орієнтований метод модернізації стратегії випробувань на герметичність захисної оболонки ЯЕУ з ВВЕР у процесі ППР на основі аналізу результатів попередніх випробувань. Однак цей метод також недостатньо обґрунтований для кваліфікації модернізації СПР АСБ.

У роботі [5] представлено ризик-орієнтований метод кваліфікації модернізації стратегій технічного обслуговування, планових випробувань і ремонту систем важливих для безпеки (СВБ) ЯЕУ на основі аналізу результатів вірогіднісного аналізу безпеки (ВАБ) енергоблоків АЕС. У межах цього методу оцінюють вплив модернізації періодичності випробувань/ремонтів СВБ на інтегральний ймовірнісний показник безпеки енергоблоку АЕС - частоту пошкодження активної зони (ЧПАЗ). Однак домінуючими факторами оцінки ЧПАЗ є ймовірності відмов із загальних причин і помилкових дій персоналу під час управління аваріями [6]. Тому величина ЧПАЗ може бути не "чутлива" до змін періодичності випробувань/ремонтів СВБ.

Таким чином, актуальним питанням є розроблення методу кваліфікації модернізації СПР АСБ ЯЕУ з ВВЕР, що враховує поточний стан показників надійності, експлуатаційний досвід і результати попередніх випробувань/ремонтів устаткування АСБ, що визначає основну мету представленої роботи.

Метод кваліфікації модернізації СПР АСБ

Основні положення методу:

1. Визначальний показник надійності при кваліфікації СПР АСБ - коефіцієнт неготовності виконання функції безпеки, що визначає ймовірність виникнення критичної відмови в поточний момент часу t залежно від параметра інтенсивності потоку критичних відмов λ , встановлених у планових випробуваннях/ремонтах за минулий строк експлуатації [7]. Під критичною відмовою тут мається на увазі відмова виконання функцій безпеки (наприклад, відмова з увімкнення насоса, вимушене вимкнення насоса внаслідок порушення умов працездатності, течі в контурах АСБ та інші).

2. Критерій кваліфікації модернізації СПР АСБ - цільова функція ризику R , що визначає співвідношення коефіцієнтів неготовності виконання функцій безпеки проектної та модернізованої СПР АСБ.

3. Умови успішної кваліфікації - коефіцієнт неготовності виконання функцій безпеки модернізованої СПР не більший за коефіцієнт неготовності проектної СПР.

В основу методичного забезпечення обґрунтувань переходу на ремонт за надійністю АСБ [7] покладено ризик-орієнтований підхід. Передбачається, що після зупинки енергоблоку на ППР у плановий ремонт виводиться один із каналів АСБ. Після проведення планового ремонту проводяться послідовні випробування всіх каналів АСБ. У разі якщо в результаті цих випробувань буде виявлено відмову в будь-якому з неремонтованих каналів, той має бути переведений у стан ремонту. При цьому відповідно до проектних вимог відмова системи в період відсутності палива в реакторі або в разі, якщо працездатність системи не регламентована в процесі ППР, не впливає на коефіцієнт неготовності виконання призначених функцій безпеки. Тому тільки в граничному випадку (найбільш консервативно) інтервал визначення коефіцієнта неготовності відповідає тривалості ремонту енергоблоку $t_{\text{ППР}}$. В інших випадках для інтервалу інтегрування $K_{\text{нр}}$ приймаються менші значення, аж до нульових. Під час оцінок ймовірності відмови системи в ППР додатково враховується можливість переведення випробовуваного каналу в стан виконання призначених функцій безпеки з інтенсивністю потоку відмов λ_i . За даними досвіду експлуатації для більшості АСБ прийнятно $\lambda_i/\lambda \geq 10$. Передбачається також, що в результаті успішних випробувань каналу АСБ ймовірність відмови визначається тільки якістю технічного обслуговування безпосередньо під час цих випробувань.

Критеріями прийнятності модернізованої стратегії є умови неперевищення проектного рівня надійності за регламентованих значень періодичності випробувань $t_{\text{оп}}$ і припустимого часу виведення в непрацездатний стан каналу АСБ $t_p^{\text{дон}}$ під час роботи реактора на потужності.

Цільова функція ризику R для модернізованої стратегії (плановий ремонт тільки одного каналу) має вигляд [7].

$$R = K_{\text{нр}}(t_0, t_p) - K_{\text{нр}}(t_{\text{оп}}, t_p^{\text{дон}}) + K_{\text{нр}}^{\text{ППР2}}(t_0, t_p) - K_{\text{нр}}^{\text{ППР0}}(t_{\text{оп}}, t_p^{\text{дон}}) \quad (1)$$

де $K_{нр}(t_o, t_p)$; $K_{нр}(t_o, t_p^{доп})$ – відповідно коефіцієнти неготовності системи під час роботи реактора на потужності за модернізованих інтервалів випробувань t_o , часу ремонту системи t_p і регламентних значень $t_{ор}$, $t_p^{доп}$;

$K_{нр}^{ППР0}$ – коефіцієнт неготовності системи в процесі ППР за проектною стратегією;

$K_{нр}^{ППР2}$ – коефіцієнт неготовності системи в процесі ППР за модернізованою стратегією.

Аналіз результатів розрахункового моделювання

Результати розрахунків допустимих значень періодів очікування $t_o^{доп}$ для модернізованої стратегії без випробувань каналів, що не ремонтуються, за різної надійності обладнання ($\lambda = 10^{-6} - 10^{-3}$ 1/год) наведено на рис. 1 і 2. Згідно з отриманими результатами за $t_o \geq t_{ор}$ визначальний вплив на допустимий період очікування має зміна умов проведення планового ремонту каналів АСБ. В ухваленій стратегії за період ППР два канали перебувають у режимі оперативної готовності, і ймовірність їхньої відмови безперервно збільшується пропорційно інтенсивності потоку відмов для обладнання АСБ λ . Тому збільшення надійності обладнання (зменшення λ) призводить до збільшення допустимого значення періоду очікування (див. рис. 1). Так, при $\lambda < 10^{-3}$ 1/ч $t_o^{доп} > 240$ год.

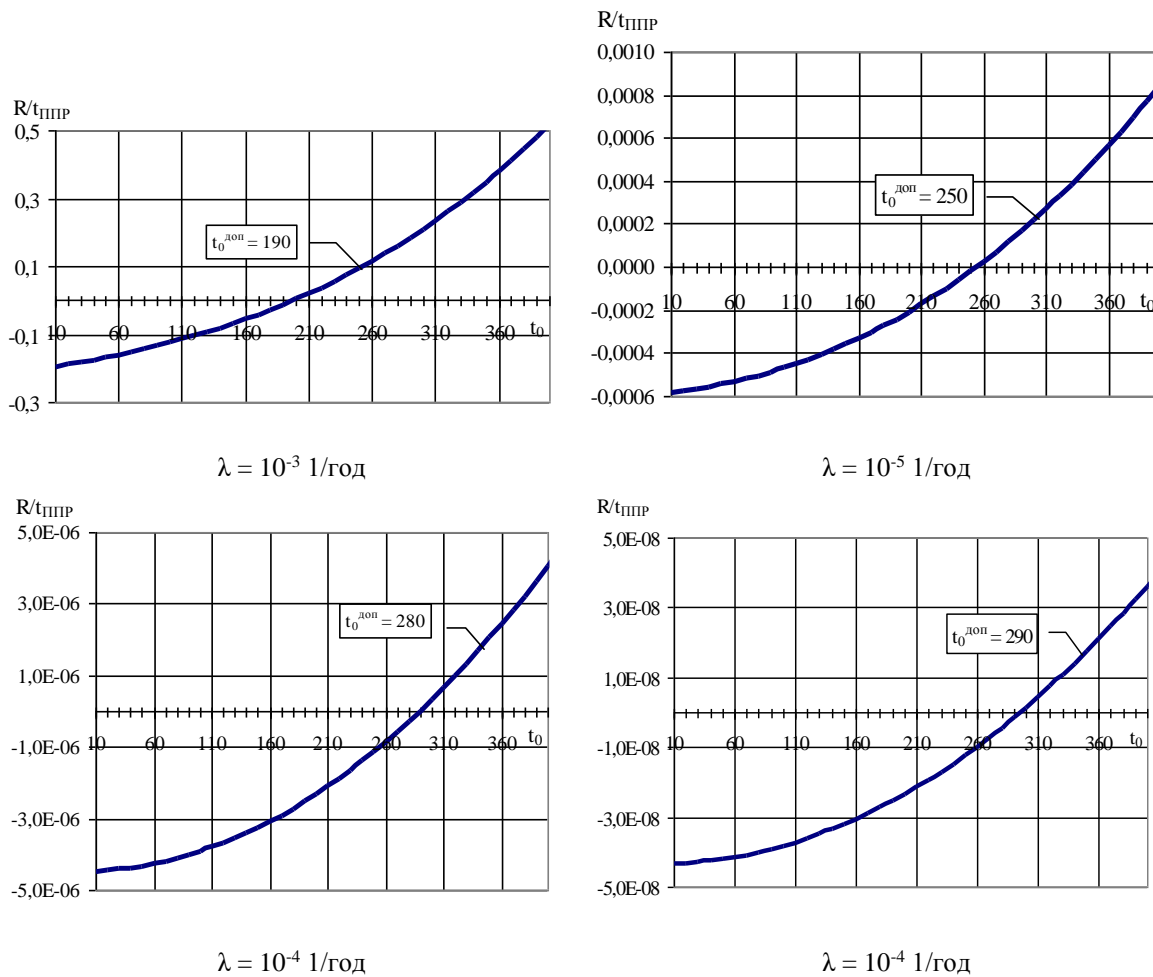


Рисунок 1 - Розрахункові оцінки допустимого часу періоду очікування $t_o^{доп}$ при $\tau_{ППР} = 1440$ год без випробувань неремонтованих каналів.

У разі зменшення часу $\tau_{ППР}$ (або проміжку часу, на якому необхідна працездатність щонайменше двох каналів АСБ у процесі ППР) вплив надійності обладнання має іншу тенденцію (див. рис. 2). У цьому випадку визначальним фактором за $t_o \geq t_{ор}$ є "запас" за надійністю, викликаний скороченням часу непланових ремонтів каналів АСБ під час роботи реактора на потужності t_p відносно до припустимих значень за проектом ($t_p^{доп} = 72$ год). "Запас" за надійністю щодо проектних умов пропорційний $\lambda(t_p - t_p^{доп})$. Тому для ситуацій зі скороченими термінами $\tau_{ППР}$ (або необхідного часу працездатності каналів, що не ремонтуються) збільшення надійності обладнання за інших рівних умов призводить до скорочення допустимих значень періоду очікування $t_o^{доп}$, але не менше ніж 240 год (див. рис. 2). У цьому випадку за великих значень $\tau_{ППР}$ також визначальним фактором $t_o^{доп}$ є вплив зміни проектною стратегії планового

ремонту АСБ у процесі ППР. Однак проведення випробувань у процесі ППР каналів, що не ремонтуються, призводить до загального підвищення надійності системи в процесі ППР (стосовно попереднього випадку), що зрештою розширює допустимий діапазон $t_0^{доп}$. Так, для всіх розглянутих значень надійності обладнання значення $t_0^{доп} = 320 - 380$ год, і зі збільшенням надійності обладнання (зменшенням λ) значення допустимого періоду очікування планових випробувань каналу АСБ під час роботи реактора на потужності збільшуються (рис. 3).

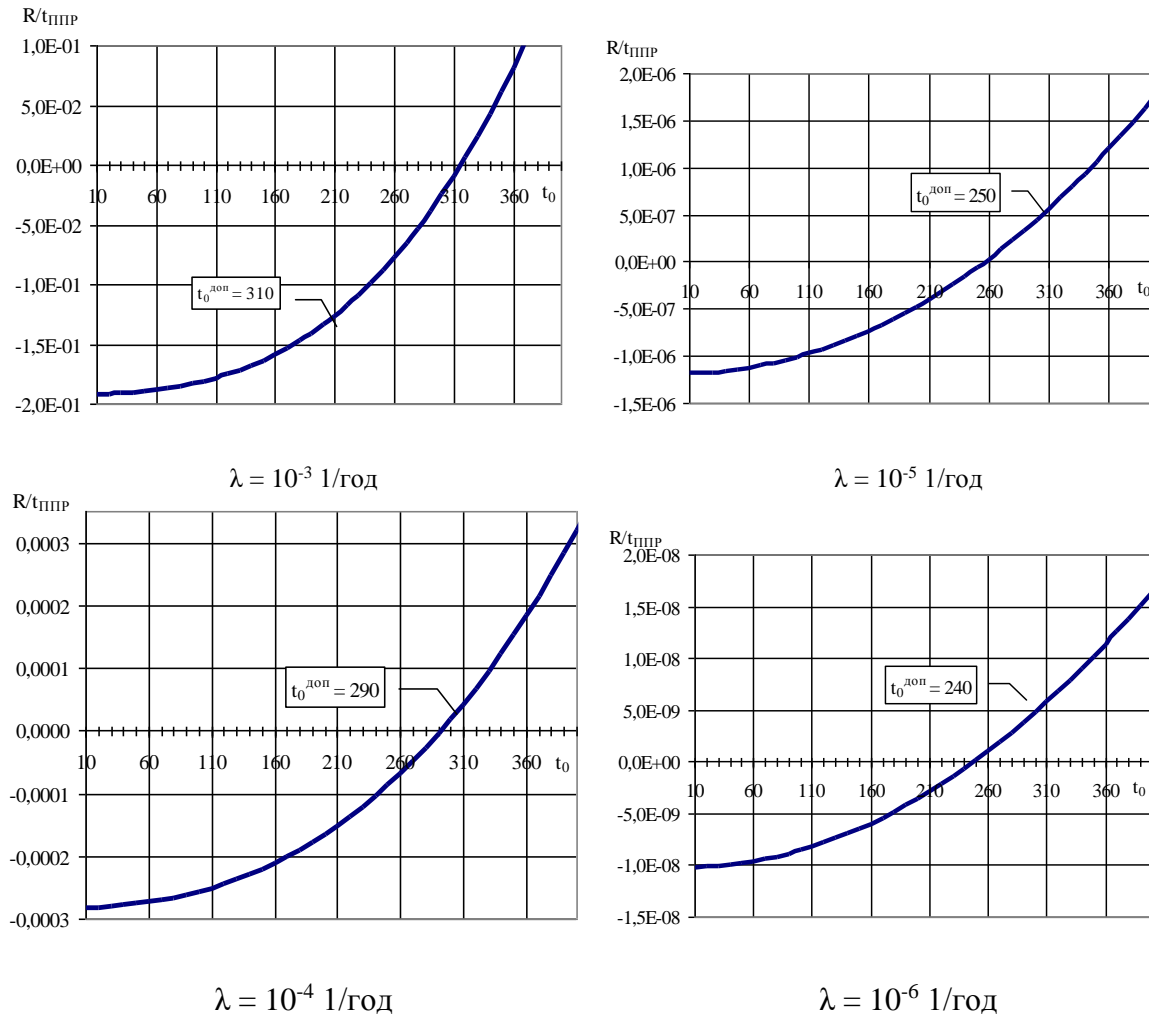


Рисунок 2 - Розрахункові оцінки допустимого часу періоду очікування $t_0^{доп}$ при $\tau_{ППР} = 480$ год без випробувань неремонтованих каналів.

Зменшення часу ремонту $\tau_{ППР}$ (або часу необхідної працездатності неремонтованих у процесі ППР) також призводить до зміни тенденції впливу надійності обладнання на $t_0^{доп}$, що визначається впливом "запасу за надійністю", спричиненим скороченням часу ремонту каналу АСБ на потужності t_p щодо допустимого проектом значення $t_0^{доп}$ (рис. 4).

Проведений статистичний аналіз показників надійності тепломеханічного обладнання активної частини САОЗ ВВЕР-1000/320 на основі експлуатаційних даних за порушеннями, відмовами і дефектами показав, що показники надійності каналу АСБ визначаються головним чином показниками надійності насосного обладнання. При цьому інтенсивність потоку відмов не перевищує значень 10^{-4} 1/год, час відновлення/ремонту при виявлених відмовах/пошкодженнях не перевищує 48 год.

Наведені результати розрахункових обґрунтувань оптимізації періодичності та обсягів ППР АСБ обґрунтовані для розглянутих систем активної частини САОЗ ВВЕР-1000/320.

Висновки

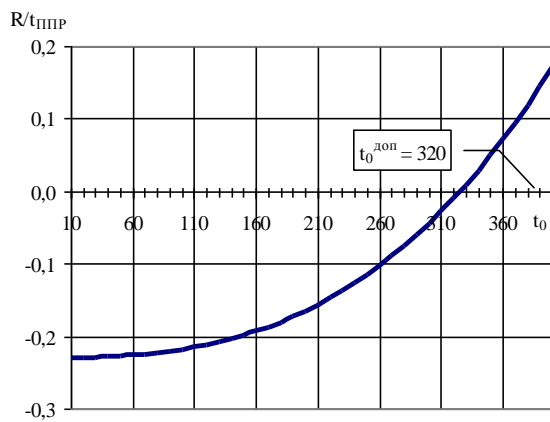
Отримані результати технічних і розрахункових обґрунтувань дають змогу сформулювати основні положення концептуального технічного рішення щодо зміни експлуатаційної практики планового ремонту каналів активної частини РАВЗ енергоблоків з ВВЕР-1000/320:

1. У рік капітального ремонту енергоблока ВВЕР-1000/320 плановий ремонт, контроль і технічне обслуговування в повному обсязі, передбаченому експлуатаційною і заводською документацією, а також технічний огляд, капітальний ремонт і ресурсне обстеження устаткування проходять усі канали систем безпеки, які планово випробовують під час роботи реактора на потужності.

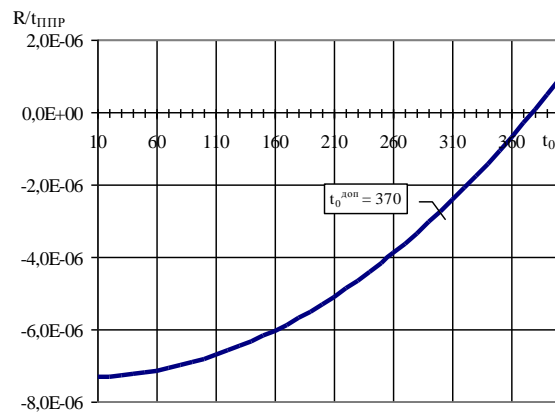
2. У наступні середні ремонти енергоблока ВВЕР-1000/320 у повному обсязі плановий ремонт, контроль і технічне обслуговування послідовно проходить тільки один із трьох каналів системи безпеки. У разі необхідності для каналів, що не ремонтуються, у середній ремонт проводять роботи з відновлення теплообмінної поверхні теплообмінника аварійного охолодження реактора, метрологічної атестації засобів вимірювання, контролю металу і ресурсного обстеження засобів автоматики та електрообладнання (ремонт каналу в неповному обсязі).

3. Обмеженням застосування стратегії планового ремонту одного з трьох каналів у середні ремонти енергоблока є виконання будь-якої з таких умов:

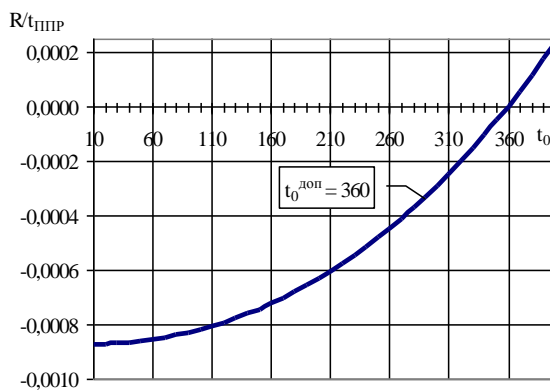
- відмова каналу в результаті передпускових випробувань систем безпеки;
- перевищення 48 год непрацездатності каналу системи безпеки через
- неплановий ремонт під час роботи реактора на потужності;
- перевищення значення ймовірного показника інтенсивності потоку відмов каналу системи безпеки понад 10^{-4} 1/год.



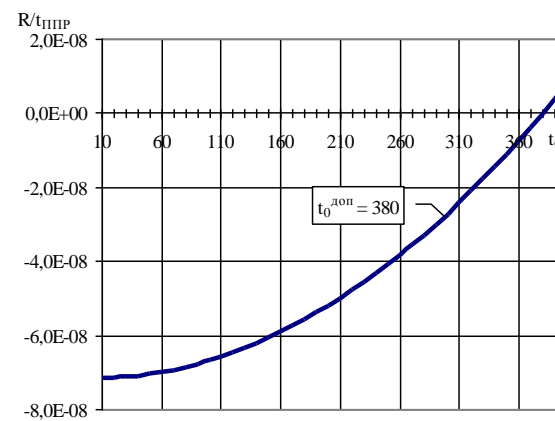
$\lambda = 10^{-3}$ 1/год



$\lambda = 10^{-5}$ 1/год



$\lambda = 10^{-4}$ 1/год



$\lambda = 10^{-6}$ 1/год

Рисунок 3 - Розрахункові оцінки допустимого часу періоду очікування $t_0^{\text{доп}}$ при $\tau_{\text{ППР}} = 1440$ год з урахуванням випробувань неремонтованих каналів.

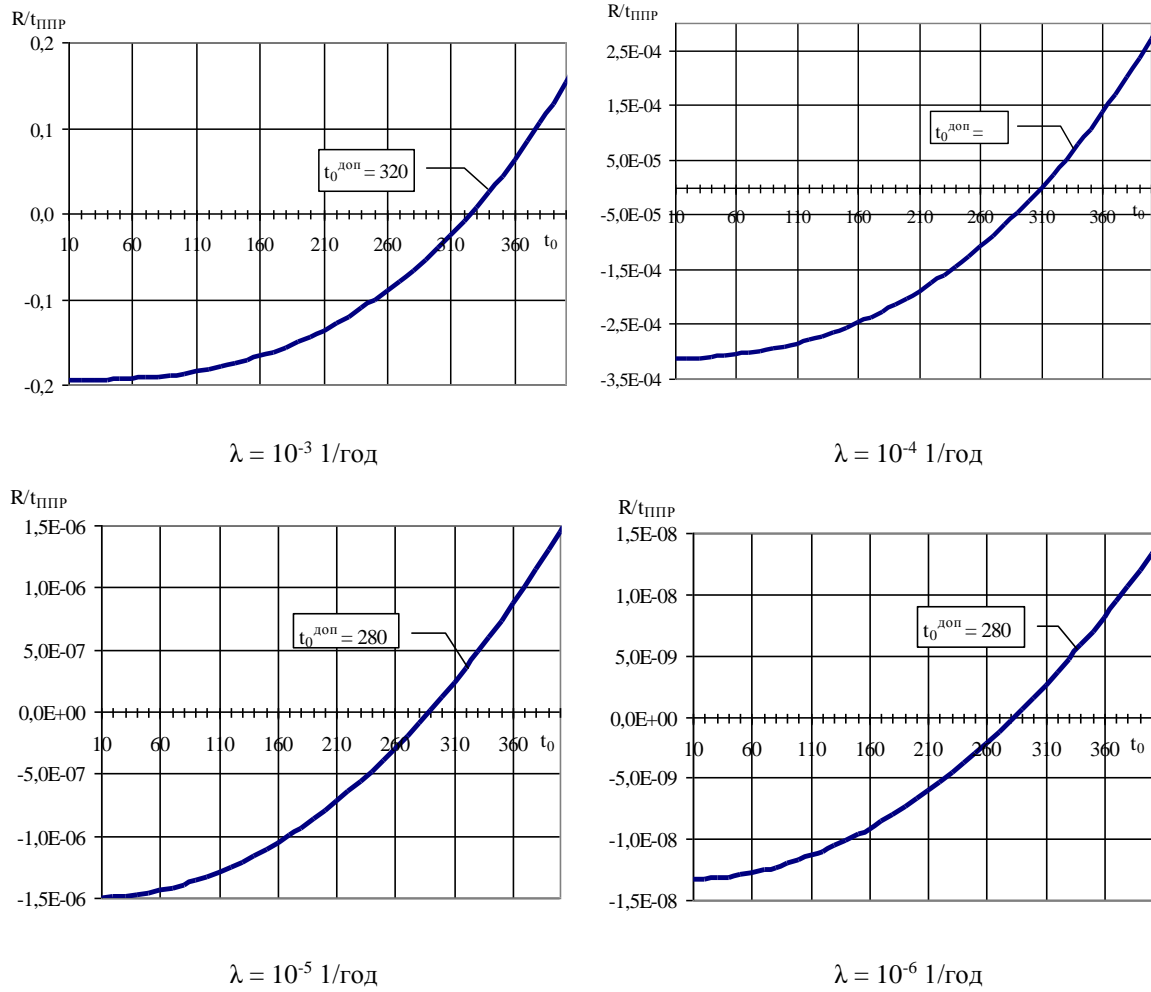


Рисунок 4 - Розрахункові оцінки допустимого часу періоду очікування $t_0^{\text{доп}}$ при $t_{\text{ПІПР}} = 480$ год з урахуванням випробувань неремонтованих каналів.

V.Skalozubov¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID 0000-0003-2361-223X

O.Verinov¹, Ph. D. student. ORCID 0000-0002-0718-1532

A.Kanivets¹, Ph. D. student. ORCID 0009-0005-6135-7470

I.Verbylo¹, Ph. D. student. ORCID 0009-0006-3369-3896

V.Filatov², Cand. Sc. (Eng.), Assoc. Prof, ORCID 0000-0002-3046-3546

¹National University “Odesa Polytechnic”

²National Technical University of Ukraine “Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute

MODERNIZATION OF SCHEDULED MAINTENANCE STRATEGIES FOR ACTIVE SAFETY SYSTEMS OF NUCLEAR POWER PLANTS WITH VVER

The strategies for scheduled tests and repairs of active safety systems (with pumps) established by the technological regulations for safe operation of VVER NPP do not take into account many years of operating experience and the results of numerous tests of active safety systems, current reliability indicators and residual life of the main equipment, and other factors. The modernization/improvement of design strategies for scheduled maintenance and testing of active safety systems determines the need to develop appropriate methods for qualifying (justifying) modernized strategies. The paper presents a risk-based method for qualifying modernization of strategies for scheduled maintenance of active safety systems, which takes into account the experience of operation, scheduled maintenance and testing, as well as the current reliability of the main equipment. The developed method is based on the following provisions. The determining reliability indicator for qualifying strategies for scheduled maintenance of active safety systems is the safety function unavailability factor, which determines the probability of a critical failure at the current time depending on the parameter of the intensity of the critical failure flow established in scheduled tests/repairs over the past service life. A critical failure here means a failure to perform safety functions (e.g., failure to turn on a pump, forced pump shutdown due to a violation of performance conditions, leaks in the circuits of active safety systems, etc.) The qualification criterion for the modernization of active safety systems outage strategies is a target risk function that determines the ratio of the coefficients of unreadiness to perform safety functions of the design and modernized active safety systems outage strategies. The conditions for successful qualification are that the unavailability rate of the safety functions of the modernized scheduled maintenance strategy is not greater than the unavailability rate of the design scheduled maintenance strategy. Based on the developed method, the modernized strategy of scheduled repairs of the active part of the emergency core cooling systems of the VVER-1000 reactor is substantiated, and the limitations of the applicability of the modernized strategy are determined.

Keywords: active safety system, reliability-based repair.

References

- 1.Maintenance, Surveillance and In-Service Inspection in Nuclear Power Plants Safety Guide. Safety Standards Series No. NS-G-2.6 (2005) Vienna: IAEA, 104 p. (Rus).
- 2.NUREG-1493. Performance-Based Containment Leak-Test Program. U.S. Nuclear Regulatory Commission (September 2013).
- 3.NUREG-1150. Severe Accident Risks: An assessment for five U. S. Nuclear Power Plants. Final Summary Report (December 2012).
- 4.Davidenko, N. N. et al. (2009) Modern technologies for optimizing the maintenance and repair of systems and equipment of nuclear power plants. -, 145 p. (Rus).
- 5.NUREG-1777. Regulatory Effectiveness Assessment of Option B of Appendix J. U.S. Nuclear Regulatory Commission (August 2014).
- 6.Komarov, Ju. A., Pyshnyj, V. M., Skalozubov, V. I., Fol'tov, I. M. (2004) Development of an industry standard to reduce the frequency of comprehensive tests for leak tightness of the VVER containment system based on probabilistic methods. Nuclear and Radiation Safety, 2, 73—79. (Rus).
- 7.Komarov, Yu. A. (2013) Some research results by risk-inform approaches for NPP safety and operational efficiency. Nuclear Physics and Atomic Energy, 4, 356—362. (Rus).

Надійшла: 21.11.2023

Received: 21.11.2023