

Г.В. Безпрозваних, І.О. Костюков

РОЗРАХУНКОВА МОДЕЛЬ ВИЗНАЧЕННЯ КОМПЛЕКСНОГО ОПОРУ СИЛОВИХ ВИСОКОВОЛЬТНИХ ОДНОЖИЛЬНИХ КАБЕЛІВ З ПОЛІМЕРНОЮ ІЗОЛЯЦІЄЮ

Запропонована чисельна розрахункова модель визначення активного опору та індуктивності струмопровідної жили й металевого екрану силових одножильних кабелів коаксіальної конструкції з урахуванням поверхневого ефекту та ефекту близькості в широкому діапазоні частоти. Виконано в залежності від частоти порівняння коефіцієнтів нерівномірності розподілу струму по перетину струмопровідної жили кабелю. Показано, що збільшення товщини мідного екрану призводить до збільшення коефіцієнта нерівномірності розподілу струму по перерізу екрану та активного опору кабелю для частоти 100 кГц при незмінному перерізі струмопровідної жили. Розроблена модель є основою для визначення характеристичного імпедансу силових високовольтних одножильних кабелів в широкому діапазоні частоти, необхідного для встановлення адекватних критеріїв оцінки параметрів високочастотних впливів, критичних для зшитой поліетиленової ізоляції. Бібл. 16, табл. 1, рис. 7.

Ключові слова: силові кабелі, комплексний опір, магнітозв'язані контури, система лінійних алгебраїчних рівнянь, струмопровід, екран, коефіцієнт нерівності розподілу струму.

Предложена численная расчетная модель определения активного сопротивления и индуктивности токопроводящей жилы и экрана силовых одножильных кабелей коаксиальной конструкции с учетом поверхностного эффекта и эффекта близости в широком диапазоне частоты. Выполнено в зависимости от частоты сравнение коэффициентов неравномерности распределения тока по сечению токопровода. Показано, что увеличение толщины медного экрана приводит к увеличению коэффициента неравномерности распределения тока по сечению экрана и активного сопротивления кабеля для частоты 100 кГц при неизменном сечении токопроводящей жилы. Разработанная модель является основой для определения характеристического импеданса силовых высоковольтных одножильных кабелей в широком диапазоне частоты, необходимого для установления адекватных критериев оценки параметров высокочастотных воздействий, критичных для сшитой полиэтиленовой изоляции. Библ. 16, табл. 1, рис. 7.

Ключевые слова: силовые кабели, комплексное сопротивление, магнитосвязанные контуры, система линейных алгебраических уравнений, токопровод, экран, коэффициент неравномерности распределения тока.

Вступ. Високовольтні силові кабелі з термореактивною поліетиленовою ізоляцією є критично важливими компонентами електроенергетичних систем. В їх виробництво вкладається багато інвестицій для забезпечення надійної експлуатації [1-3]. Силовим високовольтним кабелям з ізоляцією на основі зшитого поліетилену напруги 6-500 кВ властиві підвищені значення електричної ємності та знижені значення хвильового опору (характеристичного імпедансу) в порівнянні з кабелями з паперово-просоченою ізоляцією [4-8]. В результаті цього в електричних мережах стає все більше об'єктів, для яких слід очікувати виникнення складних багаточастотних перехідних процесів, які супроводжуються небезпечними перенапругами та струмами [5-8]. Значення перенапруги та тривалість перехідного процесу визначаються довжиною кабельної лінії та хвильовим опором силового високовольтного кабелю. Тривалість перехідних процесів становить десятки і сотні мікросекунд, що відповідає частоті таких процесів від одиниць до десятків і сотень кілогерц [9]. Високочастотні складові струму та напруги прискорюють, зокрема, розвиток водних трингів в полімерній ізоляції та можуть стати причиною розвитку електричних трингів, тобто втрати електричної міцності ізоляції силових високовольтних кабелів [10, 11]. Розробка адекватних критеріїв оцінки параметрів високочастотних впливів, критичних для зшитой поліетиленової ізоляції високовольтних кабелів, ґрунтується на моніторингу стану електричної ізоляції в процесі експлуатації, в тому числі за результатами часової рефлектометрії, для якої необхідні дані щодо комплексного опору струмопровідної жили

та екрану для визначення характеристичного імпедансу силового кабелю [12].

В нормативно-технічній документації наводяться значення опору струмопровідної жили на постійному струмі при температурі 20 °С та індуктивності силового одножильного високовольтного кабелю коаксіальної конструкції в залежності від просторового розташування в трифазній кабельній лінії (трикутником або в плоскості) [2]. Для визначення активного опору жили при протіканні змінного електричного струму частоти 50 Гц наведено математичні вирази, які апроксимують залежність опору внаслідок прояву поверхневого ефекту та ефекту близькості рядом розташованих одножильних кабелів [2, 13].

В [14] представлена аналітична модель розрахунку повздовжнього комплексного опору з урахуванням ефекту близькості для струмопровідної жили та індуктивності жили й металевих екранів без врахування впливу частоти одножильного силового кабелю. В [15] визначена власна індуктивність металевих екранів в припущенні рівномірного розподілу індукованого струму в екрані одножильного силового кабелю.

Таким чином, отримання частотних залежностей активного опору та індуктивності струмопровідних жил й металевих екранів силових високовольтних одножильних кабелів з урахуванням скін-ефекту та ефекту близькості є важливою і актуальною проблемою, яка до останнього часу є недостатньо проробленою.

Мета дослідження полягає у розробці розрахункової моделі комплексного опору високовольтних одножильних силових кабелів коаксіальної конструкції

© Г.В. Безпрозваних, І.О. Костюков

ції, необхідної для визначення частотних залежностей активного опору та індуктивності струмопровідної жили та металевого екрану з урахуванням поверхневого ефекту та ефекту близькості.

Чисельне визначення активного опору і індуктивності струмопроводу з урахуванням поверхневого ефекту та ефекту близькості. Розіб'ємо струмопровід на ряд паралельних гілок (рис. 1) – ниток струму. Кожна i -а гілка має активний опір R_i і індуктивність L_i , а завдяки магнітному полю пов'язана з j -ю гілкою. Взаємну індуктивність між i -ю та j -ю гілками позначимо як M_{ij} .

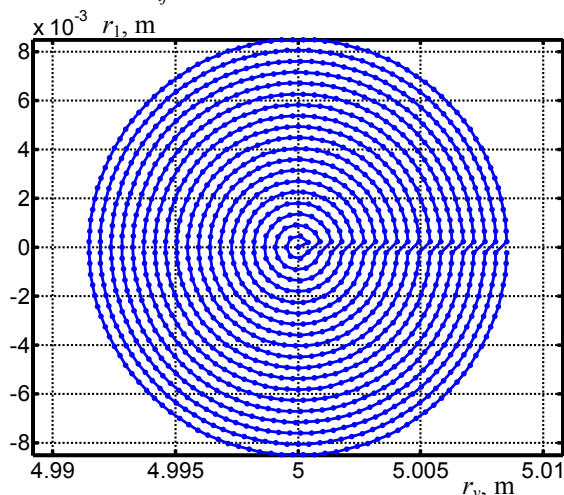


Рис. 1. Схема розташування вузлів по перетину струмопроводу. Перший вузол – в центрі струмопроводу, інші розташовуються радіально. Лінія, що з'єднує вузли, визначає порядок нумерації –проти годинникової стрілки

Припустимо, що в i -й гілці діє джерело змінної електрорушійної сили ЕРС E_i частоти f . Тоді для замкнутого контуру цієї гілки запишемо рівняння Кірхгофа:

$$(R_i + j\omega L_i) \cdot \dot{I}_i + \sum_{j \neq i}^{N_1} (j\omega M_{ij} \cdot \dot{I}_j) = \dot{E}_i, \quad (1)$$

де перший доданок $(R_i + j\omega L_i) \cdot \dot{I}_i$ визначає падіння напруги на активному опорі і власної індуктивності i -ї гілки, а всі інші складові $\sum_{j \neq i}^{N_1} (j\omega M_{ij} \cdot \dot{I}_j)$ – падіння напруги на взаємній індуктивності i -ї гілки з усіма іншими гілками.

У рівнянні (1) міститься N_1 доданків з невідомими струмами паралельних гілок: $I_1, I_2, \dots, I_b, \dots, I_j, \dots, I_N$. Для кожної з N_1 гілок запишемо рівняння, подібне (1). Отримаємо систему лінійних алгебраїчних рівнянь (СЛАР) Кірхгофа:

$$\begin{cases} (R_1 + j\omega L_1) \cdot \dot{I}_1 + \sum_{j \neq 1}^{N_1} (j\omega M_{1j} \cdot \dot{I}_j) = \dot{E}_1; \\ (R_2 + j\omega L_2) \cdot \dot{I}_2 + \sum_{j \neq 2}^{N_1} (j\omega M_{2j} \cdot \dot{I}_j) = \dot{E}_2; \\ \dots \\ (R_{N_1} + j\omega L_{N_1}) \cdot \dot{I}_{N_1} + \sum_{j \neq N_1}^{N_1} (j\omega M_{N_1j} \cdot \dot{I}_j) = \dot{E}_{N_1}. \end{cases} \quad (2)$$

Запишемо СЛАР (2) в матричній формі:

$$\begin{pmatrix} (R_1 + j\omega L_1) & j\omega M_{12} & \dots & j\omega M_{1,N} \\ j\omega M_{21} & (R_2 + j\omega L_2) & \dots & j\omega M_{2,N} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ j\omega M_{N,1} & j\omega M_{N,2} & \dots & (R_N + j\omega L_N) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_2 \\ \dots \\ \dot{I}_N \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{E}_1 \\ \dot{E}_2 \\ \dots \\ \dot{E}_N \end{pmatrix}. \quad (3)$$

По діагоналі матриці коефіцієнтів СЛАР (3) розташовані власні опори гілок (активні і індуктивні), поза діагоналлю – опори взаємної індуктивності гілок.

В окремому випадку значення ЕРС, що діють в гілках струмопроводу, однакові – $\dot{E}_s$. Тоді СЛАР (3) набуває вигляду:

$$\begin{pmatrix} (R_1 + j\omega L_1) & j\omega M_{12} & \dots & j\omega M_{1,N} \\ j\omega M_{21} & (R_2 + j\omega L_2) & \dots & j\omega M_{2,N} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ j\omega M_{N,1} & j\omega M_{N,2} & \dots & (R_N + j\omega L_N) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \dot{I}_1 \\ \dot{I}_2 \\ \dots \\ \dot{I}_N \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \dot{E}_s \\ \dot{E}_s \\ \dots \\ \dot{E}_s \end{pmatrix}. \quad (4)$$

СЛАР (4) дозволяє визначати параметри комплексного опору струмопроводів з урахуванням скін-ефекту і ефекту близькості.

Взаємна індуктивність M_{12} між двома співвісними кільцевими контурами зі струмами розраховується на підставі аналітичної формули [16]:

$$M_{12} = 2\mu\mu_0 \sqrt{r_1 \cdot r_2} \cdot \frac{1}{k} \cdot \left[\left(1 - \frac{k^2}{2} \right) K(k) - E(k) \right], \quad (5)$$

де r_1, r_2 – радіуси струмопроводів (для однофазного силового кабелю коаксіальної конструкції r_1 – радіус струмопровідної жили; r_2 – внутрішній радіус по металевому екрану кабелю відповідно);

$k = \sqrt{\frac{4r_1 r_2}{(r_1 + r_2)^2 + G^2}}$; де G – відстань між площинами

струмопроводів уздовж вісі симетрії; $K(k)$ і $E(k)$ – функції повних еліптичних інтегралів першого та другого роду:

$$K(k) = \int_0^{\pi/2} \frac{d\beta}{\sqrt{1 - k^2 \sin^2 \beta}}; \quad E(k) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \beta} \cdot d\beta.$$

Власна індуктивність кругового провідника масивного перетину розраховується як взаємна індуктивність між двома ниткоподібними провідниками того ж радіуса, розташованими на відстані G один від іншого.

Для кругового перетину радіуса r середньгеометрична відстань площі кола від самої себе G дорівнює:

$$G = \frac{r}{\sqrt{e}}, \quad (6)$$

де $e = 2,71828\dots$ – основа натуральних логарифмів.

В результаті рішення (4) визначаються струми в гілках I і сумарний струм I_Σ всіх паралельних гілок струмопроводу.

Після знаходження сумарного струму всіх паралельних гілок визначаються повний комплексний опір, його активна R і реактивна X_L складові, еквівалентна індуктивність L струмопроводу:

$$\dot{Z} = \frac{\dot{E}_s}{I_\Sigma \cdot 2\pi r_v}, \quad R = \operatorname{Re}(\dot{Z}), \quad X_L = \operatorname{Im}(\dot{Z}), \quad L = \frac{X_L}{\omega}, \quad (7)$$

де r_v – радіус вигину струмопроводу.

Результати чисельного моделювання. Вісь симетрії кільцевого струмопроводу (рис. 1) знаходиться зліва на відстані Z від центру струмопроводу. Обхід вузлів в кожному шарі починається з зовнішнього боку кільцевого струмопроводу, потім проходить по внутрішній стороні і знову повертається на зовнішню. Струм прагне пройти по шляху найменшої довжини (по внутрішній стороні струмопроводу), через що його густина там вище (рис. 1).

На рис. 2 – 4 наведено вплив частоти на розподіл струмів I в гілках N (рис. 2), активний опір R_c (рис. 3), еквівалентну індуктивність L_c (рис. 4) мідної струмопровідної жили силового кабелю перетинном 240 мм^2 (рис. 2,а; криві 1 на рис. 3 та рис. 4) і 800 мм^2 (рис. 2,б; криві 2 на рис. 3 та рис. 4) відповідно.

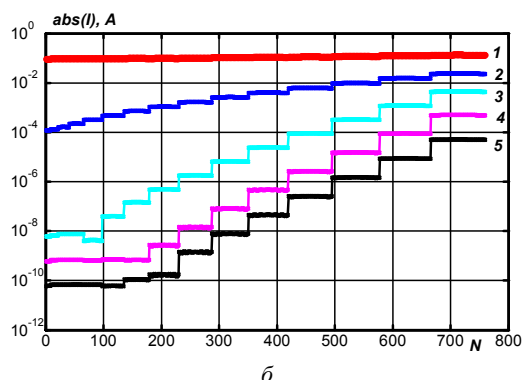
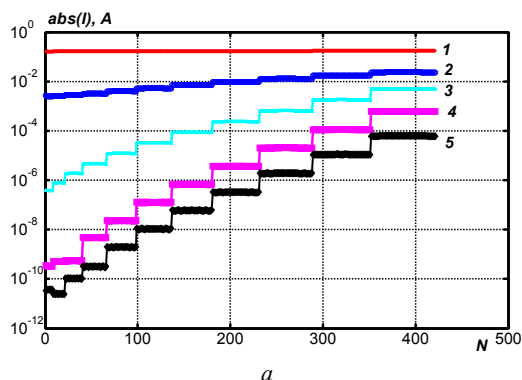


Рис. 2. Вплив частоти на розподіл струму по гілках N силового струмопроводу (крива 1 – частота 50 Гц, крива 2 – 1 кГц, крива 3 – 10 кГц, крива 4 – 100 кГц, крива 5 – 1 МГц)

Зі збільшенням частоти витіснення струму на поверхню струмопроводу зростає. В результаті ефективний опір струмопроводу збільшується (рис. 3).

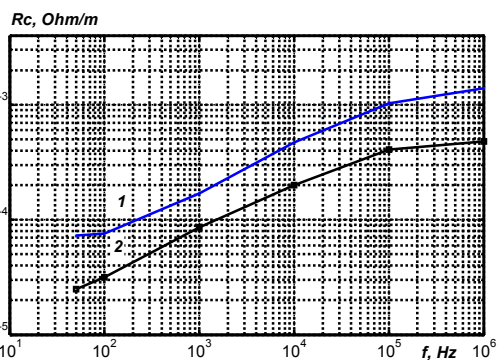


Рис. 3. Частотні залежності активного опору мідного силового струмопроводу

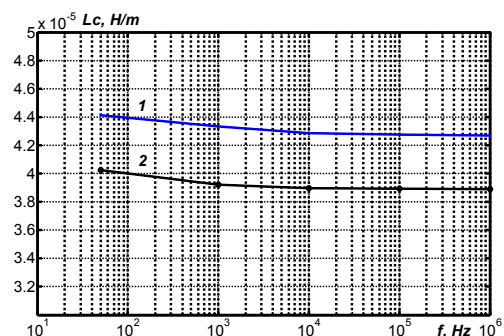


Рис. 4. Частотні залежності еквівалентної індуктивності мідного силового струмопроводу

На рис. 5 представлена схема розташування вузлів по перетину струмопровідної жили і екрану силового одножильного кабелю коаксимальної конструкції. Результати чисельного розрахунку в залежності від частоти активного опору і індуктивності L силового кабелю напругою 110 кВ з перетином мідної струмопровідної жили 240 мм^2 і товщиною мідного екрану 1 мм наведені на рис. 6, 7 відповідно. Активний опір кабелю R складається з опору струмопровідної жили R_c та металевому екрану R_s ; $R = R_c + R_s$. Еквівалентна індуктивність кабелю L включає еквівалентну індуктивність струмопровідної жили L_c , еквівалентну індуктивність екрану L_s та взаємну індуктивність між жилою та екраном.

Збільшення товщини мідного екрану в 3 рази (від 1 до 3 мм) призводить до збільшення коефіцієнта нерівномірності розподілу струму по перетину екрану в 1,25 і 4,48 рази при незмінному значенні коефіцієнта нерівномірності розподілу струму по перетину мідної жили для частоти 1 кГц і 100 кГц відповідно. Для частоти 1 кГц активний опір кабелю з екраном меншої товщини більше в 1,4 рази активного опору кабелю з екраном більшої товщини.

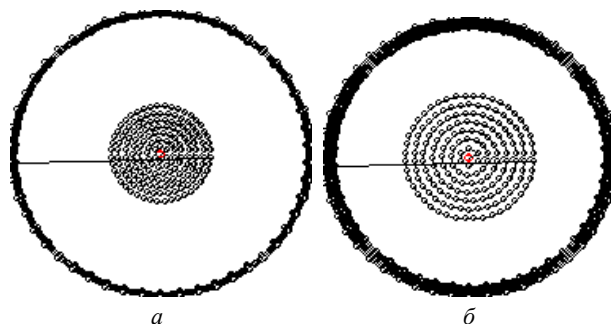


Рис. 5. Схема розташування вузлів по перетину струмопровідної жили і екрану товщиною 1 мм (а) і 3 мм (б)

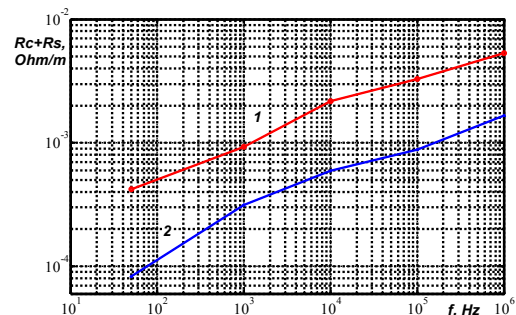


Рис. 6. Частотна залежність активного опору силового кабелю одножильного виконання напруги 110 кВ

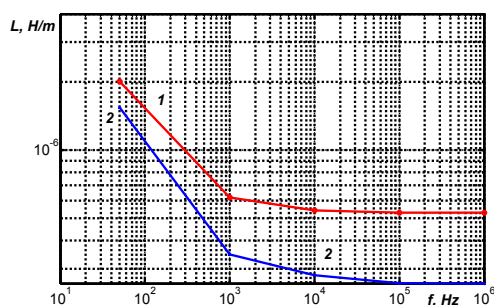


Рис. 7. Частотна залежність еквівалентної індуктивності силового кабелю одножильного виконання напруги 110 кВ

Перевірка достовірності результатів чисельних розрахунків виконана на підставі порівняння коефіцієнтів нерівномірності розподілу струму, обумовленого скін-ефектом і ефектом близькості, по перетину струмопроводу.

Перший коефіцієнт K_f обчислюється через ставлення потужностей тепловиділення при змінному та постійному струмі. Потужність тепловиділення при змінному струмі визначається сумарною потужністю тепловиділення паралельних гілок з урахуванням перерозподілу струму по перетину струмопровідної жили. Потужність тепловиділення при постійному струмі визначається рівномірним розподілом струму по перетину струмопровідної жили.

Другий коефіцієнт K_R обчислюється через ставлення опорів струмопроводу на змінному і постійному струмах.

У табл. 1 наведено порівняльний аналіз коефіцієнтів нерівномірності розподілу струму по перетину струмопровідних мідних жил. Результати розрахунків – ідентичні.

Таблиця 1

Порівняльний аналіз коефіцієнтів нерівномірності розподілу струму по перетину струмопроводу

Частота, Гц	Переріз мідного струмопроводу 240 мм ²		Переріз мідного струмопроводу 800 мм ²	
	K_f	K_R	K_f	K_R
50	1,0156	1,0156	1,1546	1,1545
100	1,0605	1,0605	1,4598	1,4598
1000	2,3581	2,3581	3,9658	3,9655
10000	6,5865	6,5865	9,2692	9,2686
100000	14,3079	14,3079	19,4337	19,4337
1000000	19,4332	19,4332	22,2853	22,2836

Висновки.

Вперше запропоновано розрахункову чисельну модель для визначення комплексного опору високовольтних силових одножильних кабелів із полімерною ізоляцією, що дозволяє визначити активний опір і індуктивність як струмопровідної жили, так і мідного екрану, з урахуванням скін-ефекту і ефекту близькості.

Розроблена модель є основою для визначення характеристичного імпедансу силових високовольтних одножильних кабелів в широкому діапазоні частот, необхідного для встановлення адекватних критеріїв оцінки параметрів високочастотних впливів, критичних для зшитого поліетиленової ізоляції.

На основі запропонованої розрахункової чисельної моделі може бути розроблена відповідна методика

для визначення частотних залежностей активного опору і індуктивності силового одножильного кабелю коаксимальної конструкції, яка може бути основою для підвищення точності математичного моделювання перехідних процесів в кабельних лініях, що виникають при однофазних замиканнях на землю та інших комутаціях в електричних мережах при двосторонньому заземленні екрану.

Конфлікт інтересів. Автори заявляють про відсутність конфлікту інтересів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Шидловский А.К., Щерба А.А., Золотарев В.М., Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Кабели с полимерной изоляцией на сверхвысокие напряжения. – К.: Институт электродинамики НАНУ, 2013. – 552 с.
2. XLPE-insulated power cables for voltages from 45 kV up to 330 kV. PJSC Yuzhicable Works, Kharkiv. Режим доступу: <https://yuzhicable.com.ua/wp-content/uploads/2018/03/Catalogue-XLPE-cables-45-330-kV.pdf> (Дата звернення: 13.05.2020).
3. Bezprozvannykh G.V., Zolotaryov V.M., Antonets Y.A. High voltage cable systems with integrated optical fiber for monitoring cable lines. 2020 IEEE KhPI Week on Advanced Technology (KhPIWeek), 2020, pp. 407-410. doi: <https://doi.org/10.1109/KhPIWeek51551.2020.9250174>.
4. Wang H., Cao J., He Z., Yang J., Han Z., Chen G. Research on Overvoltage for XLPE Cable in a Modular Multilevel Converter HVDC Transmission System. IEEE Transactions on Power Delivery, 2016, vol. 31, no. 2, pp. 683-692. doi: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2015.2469595>.
5. Li J., Xu L., Chen X., Zhao A., Liu J., Zhao X., Deng J., Zhang G. Analysis of statistical and frequency characteristics of transient overvoltage of hybrid cable-OHL lines. 2018 China International Conference on Electricity Distribution (CICED), 2018, pp. 2650-2654. doi: <https://doi.org/10.1109/CICED.2018.8592463>.
6. Olsen R.G. Propagation along overhead transmission lines with multiply grounded shield wires. IEEE Transactions on Power Delivery, 2017, vol. 32, no. 2, pp. 789-798. doi: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2016.2561977>.
7. Zhao H., Zhang W., Wang Y. Characteristic Impedance Analysis of Medium-Voltage Underground Cables with Grounded Shields and Armors for Power Line Communication. Electronics, 2019, vol. 8, no. 5, p. 571. doi: <https://doi.org/10.3390/electronics8050571>.
8. Meng J., Wang W., Tang X., Xu X. Zero-sequence voltage trajectory analysis for unbalanced distribution networks on single-line-to-ground fault condition. Electric Power Systems Research, 2018, vol. 161, pp. 17-25. doi: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.03.024>.
9. Varetzky Y. Overvoltages in MV industrial grid under ground faults. Energy Engineering and Control Systems, 2019, vol. 5, no. 2, pp. 75-80. doi: <https://doi.org/10.23939/jeecs2019.02.075>.
10. Беспрозванных А.В., Кессаев А.Г., Щерба М.А. Частотная зависимость тангенса угла диэлектрических потерь от степени увлажнения полиэтиленовой изоляции кабелей. Технічна електродинаміка, 2016, № 3, С. 18-24. doi: <https://doi.org/10.15407/techne2016.03.018>.
11. Zhu G., Zhou K., Gong W., He M., Kong J., Li K. Inhibition of rejuvenation liquid on trees in XLPE cables under switching impulse voltages. Energies, 2019, vol. 12, no. 11, p. 2133. doi: <https://doi.org/10.3390/en12112133>.
12. Papazyan R. Concepts for market-based MV cable operations and maintenance using insulation parameters measurements. 2020 12th Electrical Engineering Faculty Conference (BulEF), 2020, pp. 1-5, doi: <https://doi.org/10.1109/BulEF51036.2020.9326055>.
13. IEC 60287-1-1. 2006. Electric cables – Calculation of the current rating - Part 1-1: Current rating equations (100 % load factor) and calculation of losses – General. – 65 p.

14. Aloui T., Amar F.B., Abdallah H.H. Fault prelocalization of underground single-phase cables: Modeling and simulation. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2019, vol. 44, no. 1, pp. 514-519. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2012.07.067>.
15. Розов В.Ю., Ткаченко О.О., Ерисов А.В., Гринченко В.С. Аналитический расчет магнитного поля трехфазных кабельных линий при двухстороннем замыкании собственных экранов кабелей. *Технічна електродинаміка*, 2017, № 2, С. 13-18. doi: <http://doi.org/10.15407/techned2017.02.013>.
16. Калантаров П.Л., Цейтлин Л.А. Расчет индуктивностей. – Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 487 с.

REFERENCES

1. Shidlovsky A.K., Shcherba A.A., Zolotarev V.M., Podoltsev A.D., Kucheryavaya I.N. *Kabeli s polimernoi izolyatsiei na sverkhvysokie napriazheniia* [EHV cables with polymer insulation]. Kyiv, Institute of Electrodynamics of the NAS of Ukraine Publ., 2013. 552 p. (Rus).
2. XLPE-insulated power cables for voltages from 45 kV up to 330 kV. PJSC Yuzhicable Works, Kharkiv. Available at: <https://yuzhcable.com.ua/wp-content/uploads/2018/03/Catalogue-XLPE-cables-45-330-kV.pdf> (accessed 13 May 2020).
3. Bezprozvannykh G.V., Zolotaryov V.M., Antonets Y.A. High voltage cable systems with integrated optical fiber for monitoring cable lines. *2020 IEEE KhPI Week on Advanced Technology (KhPIWeek)*, 2020, pp. 407-410. doi: <https://doi.org/10.1109/KhPIWeek51551.2020.9250174>.
4. Wang H., Cao J., He Z., Yang J., Han Z., Chen G. Research on Overvoltage for XLPE Cable in a Modular Multilevel Converter HVDC Transmission System. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2016, vol. 31, no. 2, pp. 683-692. doi: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2015.2469595>.
5. Li J., Xu L., Chen X., Zhao A., Liu J., Zhao X., Deng J., Zhang G. Analysis of statistical and frequency characteristics of transient overvoltage of hybrid cable-OHL lines. *2018 China International Conference on Electricity Distribution (CICED)*, 2018, pp. 2650-2654. doi: <https://doi.org/10.1109/CICED.2018.8592463>.
6. Olsen R.G. Propagation along overhead transmission lines with multiply grounded shield wires. *IEEE Transactions on Power Delivery*, 2017, vol. 32, no. 2, pp. 789-798. doi: <https://doi.org/10.1109/TPWRD.2016.2561977>.
7. Zhao H., Zhang W., Wang Y. Characteristic Impedance Analysis of Medium-Voltage Underground Cables with Grounded Shields and Armors for Power Line Communication. *Electronics*, 2019, vol. 8, no. 5, p. 571. doi: <https://doi.org/10.3390/electronics8050571>.
8. Meng J., Wang W., Tang X., Xu X. Zero-sequence voltage trajectory analysis for unbalanced distribution networks on single-line-to-ground fault condition. *Electric Power Systems Research*, 2018, vol. 161, pp. 17-25. doi: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.03.024>.
9. Varetsky Y. Overvoltages in MV industrial grid under ground faults. *Energy Engineering and Control Systems*, 2019, vol. 5, no. 2, pp. 75-80. doi: <https://doi.org/10.23939/jeecs2019.02.075>.
10. Bezprozvannykh A.V., Kessaev A.G., Shcherba M.A. Frequency dependence of dielectric loss tangent on the degree of humidification of polyethylene cable insulation. *Technical Electrodynamics*, 2016, no. 3, pp. 18-24. (Rus). doi: <https://doi.org/10.15407/techned2016.03.018>.
11. Zhu G., Zhou K., Gong W., He M., Kong J., Li K. Inhibition of rejuvenation liquid on trees in XLPE cables under switching impulse voltages. *Energies*, 2019, vol. 12, no. 11, p. 2133. doi: <https://doi.org/10.3390/en12112133>.

12. Papazyan R. Concepts for market-based MV cable operations and maintenance using insulation parameters measurements. *2020 12th Electrical Engineering Faculty Conference (BulEF)*, 2020, pp. 1-5, doi: <https://doi.org/10.1109/BulEF51036.2020.9326055>.
13. IEC 60287-1-1. 2006. *Electric cables – Calculation of the current rating - Part 1-1: Current rating equations (100 % load factor) and calculation of losses – General*. – 65 p.
14. Aloui T., Amar F.B., Abdallah H.H. Fault prelocalization of underground single-phase cables: Modeling and simulation. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2019, vol. 44, no. 1, pp. 514-519. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2012.07.067>.
15. Rozov V.Y., Tkachenko O.O., Yerisov A.V., Grinchenko V.S. Analytical calculation of magnetic field of three-phase cable lines with two-point bonded shields. *Technical Electrodynamics*, 2017, no. 2, pp. 13-18. (Rus). doi: <http://doi.org/10.15407/techned2017.02.013>.
16. Kалантаров П.Л., Тсейтлин Л.А. *Расчет индуктивностей* [Inductance calculations]. Leningrad, Energoatomizdat Publ., 1986. 487 p. (Rus).

Надійшла (Received) 14.04.2021

Прийнята (Accepted) 22.05.2021

Опублікована (Published) 25.06.2021

Безпрозваних Ганна Вікторівна¹, д.т.н., проф.,
Костюков Іван Олександрович¹, к.т.н., докторант,
¹ Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»,
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
e-mail: bezprozvannykh@kpi.kharkov.ua (Corresponding
author),
iakostiukow@gmail.com

G.V. Bezprozvannykh¹, I.A. Kostyukov¹

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

A calculation model for determination of impedance of power high voltage single-core cables with polymer insulation.

Introduction. The wave parameters of power cables with polymer insulation differ significantly from the parameters of overhead lines and power transformers. As a result, there are more and more objects in electrical networks for which the occurrence of complex multi frequency transients, accompanied by dangerous overvoltages, should be expected. **Purpose.** To develop a computational model of the complex impedance of high-voltage single-core power cables of coaxial design required to determine the frequency dependencies of the active resistance and inductance of the conductive core and metal shield, taking into account the surface effect and proximity effect. **Methodology.** The method is based on solving a system of linear algebraic Kirchhoff equations (SLAE) for magnetically coupled contours. SLAE can be used to calculate conductors taking into account the skin effect and proximity effect. **Practical value.** The developed model is the basis for determining the characteristic impedance of high-voltage single-core power cables in a wide range of frequencies required to establish adequate criteria for evaluating the parameters of high-frequency effects critical for cross linked polyethylene insulation. References 16, table 1, figures 7.

Key words: power cables, complex resistance, magnetically coupled circuits, system of linear algebraic equations, conductor, screen, coefficient of irregularity of current distribution.