

ВИЗНАЧЕННЯ ВПЛИВУ РОЗПОДІЛУ ЗОВНІШНЬОГО ЕЛЕКТРИЧНОГО ПОЛЯ ОПОРНО-СТРИЖНЕВОГО ІЗОЛЯТОРА НА ЙОГО СУХОРОЗРЯДНУ НАПРУГУ

О.О. Пальчиков*, канд. техн. наук

Національний університет кораблебудування ім. адмірала Макарова,

пр. Героїв України, 9, Миколаїв, 54025, Україна.

E-mail: ole2012hulk@gmail.com.

Розроблено математичну модель для розрахунку внутрішнього та зовнішнього електричних полів ізоляторів на основі розв'язання рівняння Лапласа відносно комплексної амплітуди електричного потенціалу методом скінченних елементів. Вказану модель застосовано для розрахунку розподілів напруженості електричного поля в оточуючих повітряних просторах опорно-стрижневих ізоляторів С4-80-I, С4-80-II, а також С4-80-IIIкв (китайського виробництва). Запропоновано встановити зв'язок між розподілом електричного поля навколо ізоляторів та їхньою випробувальною сухорозрядною напругою на основі середньоінтегральних значень модуля напруженості електричного поля вздовж можливих шляхів розряду з врахуванням знаку його тангенційної компоненти. Середньоінтегральні значення електричного поля порівнювалися з відомими експериментальними значеннями пробивних напруженостей повітря між двома стрижневими електродами, а також між системою електродів «стрижень-заземлена площина». Показано, що найбільш ймовірний шлях розвитку розряду для кожного з розглянутих ізоляторів – це шлях, найближчий до мінімальної відстані в повітрі між ковпаком і фланцем, процес розряду двоступеневий (спершу пробивається ділянка «ковпак-найближче до ковпака ребро»), а пробивна напруженість повітря довкола ізоляторів відповідає пробивній напруженості між двома стрижневими електродами (розбіжність значень склала 2,1...5,9%). Бібл. 10, табл. 3, рис. 3.

Ключові слова: опорно-стрижневий ізолятор, комплексна амплітуда, напруженість електричного поля, електричний пробій.

Вступ. Розрядна напруга опорно-стрижневих ізоляторів у сухому стані є найважливішою електричною характеристикою по відношенню до комутаційних перенапружень у зв'язку з тим, що протягом року ізолятори в розподільчих пристроях зовнішньої установки бувають частіше в сухому стані (на півдні України майже 73% днів у році не має осадків або осадки становлять менше 0,1 мм), а потрапляння атмосферних опадів на ізолятори внутрішньої установки взагалі малоімовірно.

Аналіз публікацій. Проблемі зовнішнього електричного поля і розрядам по поверхні ізоляторів присвячено велику кількість публікацій [1–10]. В роботі [1] представлено двоступеневу модель для прогнозування напруги та шляху розряду в забрудненому повітрі навколо ізолятора. Експериментально досліджено впливу вологості і температури навколишнього середовища на напругу перекриття ізоляторів, забруднених пилом і мохом, присвячено роботу [2]. На основі одномірної моделі напруги перекриття, в якій використовуються представлення дуги вольт-амперною характеристикою та експериментальні дані з накопичення поверхневих забруднень, в роботі [3] розроблено ізолятор пантографу електропотягу для високогірних умов експлуатації. В публікації [4] проведено оптимізацію зовнішнього електричного поля полімерного ізолятора напругою 220 кВ за критерієм відсутності коронування за допомогою екрануючого кільця на основі розв'язання осесиметричної задачі електростатики. В [5] цю ж проблему в тривимірній постановці розв'язано для ізолятора напругою 500 кВ. Електричне поле і розсіювана потужність вздовж шляху витоку для порцелянового, скляного і полімерного ізоляторів напругою 11 кВ за різних типів і різному рівні забруднення визначені в роботі [6]. В роботі [7] запропоновано визначення розрядної напруги ізоляторів на основі порівняння напруженості електричного поля в забрудненні з напруженістю, визначеною за вольт-амперною характеристикою поверхневого розряду. Результати моделювання перекриття ізолятора дугою на основі спільного розв'язання рівнянь Пуассона та конвекції-дифузії для суміші електронів, іонів і нейтрального газу представлено в [8]. Експериментальне дослідження закономірностей розповсюдження стримерів

© Пальчиков О.О., 2024

* ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-0017-3473>

вдоль поверхонь моделей однореберного полімерного ізолятора проведено в роботі [9]. Дослідження, описані в [10], показали наявність триїнгових процесів на поверхні композитного ізолятора, які залежать від тиску повітря.

Отже, підсумовуючи все вище згадане, розрахунок зовнішнього електричного поля ізоляторів є важливою проблемою, яка має вирішуватися індивідуально для кожного типу ізолятора. Крім того, встановлення зв'язку розподілу електричного поля у повітрі з пробивною випробувальною напругою дають змогу зменшити час на розробку нових типів ізоляторів.

Мета роботи – на основі розрахунків електричних полів опорно-стрижневих ізоляторів методом скінченних елементів дослідити, як особливості розподілу і середньоінтегральні значення напруженості електричного поля в оточуючому просторі таких ізоляторів, заповнених повітрям за нормальних умов, впливають на їхню випробувальну сухоразрядну напругу.

Об'єкт дослідження. В роботі розраховуються зовнішні електричні поля опорно-стрижневих ізоляторів вітчизняної конструкції наступних типів: С4-80-І, С4-80-ІІ, а також С4-80-ІІкв. Робоча напруга вказаних ізоляторів 10 кВ. Ізолятори другого ступеня забрудненості відрізняються довжиною шляху витоку (300 мм і 320 мм відповідно для ізоляторів вітчизняного і китайського виробництва), розташуванням у просторі та діаметром ребер (125 мм і 130 мм відповідно для ізоляторів вітчизняного і китайського виробництва). Зовнішнє поле неможливо розрахувати без розрахунку загального електричного поля, частина якого зосереджена в ковпаку, цементній зв'язці, фарфоровому тілі і фланці ізолятора.

Математична модель. Розрахунок електричного поля опорно-стрижневого ізолятора зі спрощеною геометрією ковпака і фланця за прикладеної до них синусоїдальної напруги здійснювався в осесиметричній постановці на основі розв'язання відносно комплексної амплітуди електричного потенціалу φ_i та вектору напруженості електричного поля в комплексному просторі E_i системи рівнянь, складених для кожної з підобластей з однорідними і ізотропними фізичними властивостями загального виду

$$\operatorname{div}(-(\sigma_{pi} + j\varepsilon_0\varepsilon_i\omega)\operatorname{grad}\varphi_i) = 0;$$

$$E_i = -e_\rho \frac{\partial\varphi_i}{\partial\rho} - e_z \frac{\partial\varphi_i}{\partial z},$$

де σ_{pi} – питома об'ємна провідність на постійному струмі i -ого середовища; ε_0 – електрична стала, $\varepsilon_0 = 8,854 \cdot 10^{-12}$ Ф/м; ε_i – комплексна відносна діелектрична проникність i -ого середовища; ω – колова частота; e_ρ , e_z – одиничні вектори циліндричної системи координат.

На границях розподілу підобластей приймаються умови

$$\varphi_i = \varphi_{i+1}; \tag{1}$$

$$(\sigma_{pi} + j\varepsilon_0\varepsilon_i\omega) \frac{\partial\varphi_i}{\partial n_{i,i+1}} - (\sigma_{pi+1} + j\varepsilon_0\varepsilon_{i+1}\omega) \frac{\partial\varphi_{i+1}}{\partial n_{i,i+1}} = 0, \tag{2}$$

де $n_{i,i+1}$ – нормаль з i -го середовища в $i+1$ середовище.

Умова (2) інтерпретується як рівність окремо активної та реактивної складових щільності струму на границі розподілу середовищ.

Розрахункова область обмежується півколом радіусом 300 мм, на якому приймається гранична умова Діріхле $\varphi_R = 0$. Радіус обрано за умови, щоб у разі його збільшення середня енергія за період об'єму, обмеженого цим радіусом, перестала практично змінюватися.

Задля можливості розгляду задачі в двовимірній системі координат спрощується геометрія фланця і ковпака за рахунок відсутності елементів, відповідальних за кріплення до рами розподільчого пристрою і струмоведучої шини відповідно.

Ковпак і фланець виконуються здебільшого з чавуну або алюмінієвого сплаву АК12, які мають питому електричну провідність на постійному струмі на 13-17 порядків вищу за інші матеріали моделі. А тому за безпосереднього введення фізичних властивостей цих матеріалів виникають похибки в чисельній моделі, які проявляються у нереалістично великих щільностях струму за відсутності падіння електричного потенціалу. У зв'язку з чим ковпак і фланець у розрахунковій моделі представляються обла-

стями однакового потенціалу. Потенціали ковпака і фланця $\varphi_K = 47\sqrt{2}$ кВ і $\varphi_\Phi = 0$ відповідають прикладеному до ізолятора амплітудного значення випробувальної сухоразрядної напруги.

Комплексна діелектрична проникність визначається як

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{ai}(\cos\psi_i - j\sin\psi_i). \quad (3)$$

Амплітуда ε_{ai} і кут ψ_i у виразі (3) визначаються з системи рівнянь

$$\varepsilon_{ai}\cos\psi_i = \varepsilon_{pi}; \quad (4)$$

$$\varepsilon_{ai}\sin\psi_i = (\omega\varepsilon_0\varepsilon_{pi}\operatorname{tg}\delta_i - \sigma_{pi})/\omega\varepsilon_0. \quad (5)$$

Дійсна частина діелектричної проникності ε_{pi} , питома об'ємна провідність на постійному струмі σ_{pi} і тангенс кута діелектричних втрат $\operatorname{tg}\delta_i$ для кожного з матеріалів підобластей моделі, використані в рівняннях (4)–(5), представлено у табл. 1.

За потреби питомі втрати в i -ій області розрахункової моделі визначаються

$$p_i = \frac{1}{T} \int_0^T \left[\operatorname{Re}(\mathbf{E}_{ai} e^{j\theta_i} e^{j\omega t}) \right]^2 \operatorname{Re}(\sigma_{pi} + j\omega\varepsilon_0\varepsilon_{ai} e^{-j\psi_i}) dt = 0,5(\mathbf{E}_{ai})^2 (\sigma_{pi} + \omega\varepsilon_0\varepsilon_{pi}\operatorname{tg}\delta_i) = 0,5(\mathbf{E}_{ai})^2 \omega\varepsilon_0\varepsilon_{pi}\operatorname{tg}\delta_i,$$

де T – період зміни електричного поля (в нашій моделі $T = 0,02$ с); \mathbf{E}_{ai} і θ_i – параметри, які характеризують вектор електричного поля у комплексному просторі.

Таблиця 1

Матеріал	ε_{pi}	σ_{pi} , Ом ⁻¹ ·м ⁻¹	$\operatorname{tg}\delta_i$
Фарфор 130	6,75	10^{-11}	0,03
Цементна зв'язка	8	10^{-10}	0,125
Повітря	1	0	0

Отже, кут ψ_i характеризує поляризаційні втрати за гармонічної зміни у часі електричного поля і загалом є частиною повного кута діелектричних втрат у змінному полі δ_i (який на додаток до поляризаційних втрат описує і втрати від наскрізного струму провідності).

Наведена модель реалізована чисельно методом скінченних елементів у програмі FEMM.

Результати досліджень. Результати розрахунків електричних полів опорно-стрижневих ізоляторів С4-80-I, С4-80-II, а також С4-80-Пкв представлено на рис. 1 а, б, в відповідно.

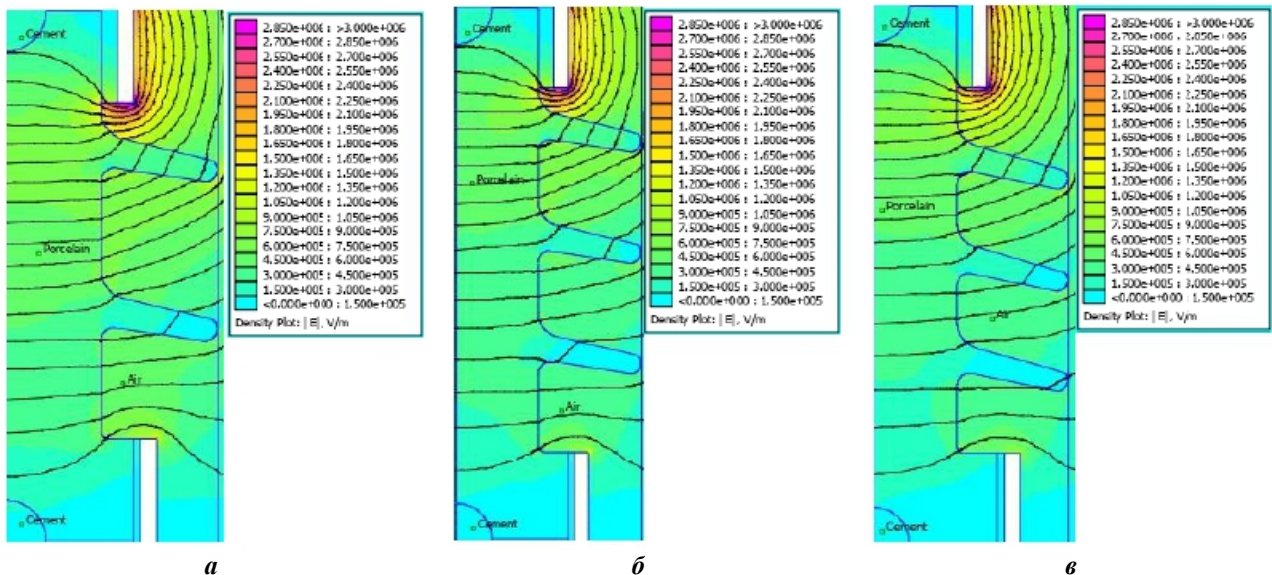


Рис. 1

На рис. 1 градацією кольорів показано розподіл модуля вектора напруженості електричного поля, а суцільні лінії чорного кольору – це еквіпотенціальні лінії дійсної частини електричного потенціалу. Середньоінтегральні значення модуля напруженості електричного поля в повітрі вздовж шляху витoku (границі розподілу між фарфоровим тілом і повітрям) для ізоляторів С4-80-I, С4-80-II, а також С4-80-Пкв становлять 0,687 МВ/м, 0,575 МВ/м і 0,501 МВ/м відповідно. Якщо провести порівняння зі значеннями пробивної напруженості електричного поля між двома стрижневими електродами для цих же довжин шляхів витoku (0,580 МВ/м, 0,574 МВ/м і 0,573 МВ/м), то можна прийти до висновку, що пробій буде розвиватися повністю по поверхні ізоляторів С4-80-I і С4-80-II, а у остан-

нього розрядний канал має знаходитися у повітрі відносно далеко від поверхні фарфорового тіла. Розглянемо розподіли нормальної та тангенційної компонент дійсної частини напруженості електричного поля вздовж шляху витoku. Вони представлені на рис. 2 *а, б, в* відповідно для ізоляторів С4-80-I, С4-80-II і С4-80-Пкв, де графіки 1 відповідають залежностям нормальних компонент від довжин шляху витoku (червоні лінії), а графіки 2 – залежностям тангенційних компонент (сині лінії).

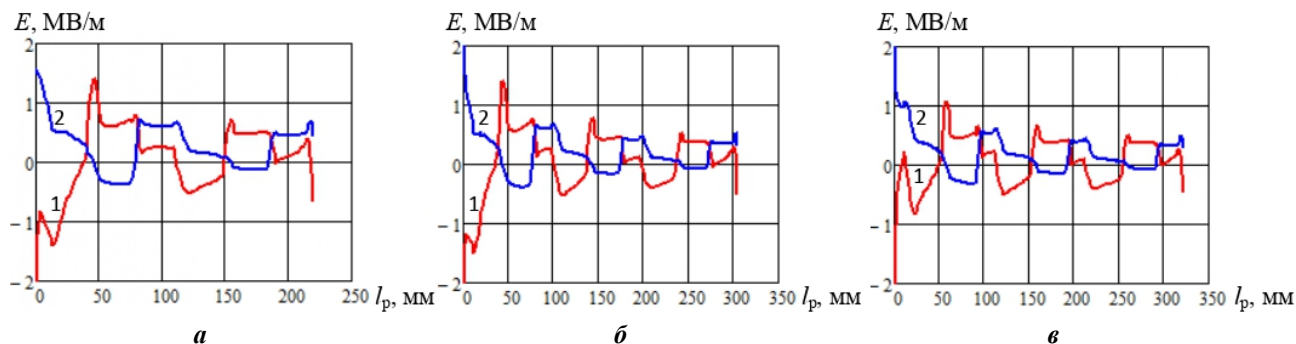


Рис. 2

Як можна бачити з рис. 2, тангенційна компонента напруженості електричного поля знакозмінна, а отже напрям руху заряджених частинок в окремих ділянках буде зустрічним (ділянки з протилежним знаком відносно знаку середньої тангенційної компоненти відповідають сторонам ребер ізолятора, що ближчі до фланця), що призведе до зменшення їхньої середньої швидкості та утрудненню розвитку пробою за цим шляхом. Отже, для оцінки середнього модуля пробивної напруженості необхідно проводити інтегрування з врахуванням знаку тангенційної компоненти за виразом

$$E_{pl} = \frac{\int_0^{l_p} \frac{\operatorname{Re}(E_\tau)}{|\operatorname{Re}(E_\tau)|} |E| dx}{l_p}. \quad (6)$$

Варто відзначити, що напруженість електричного поля в повітрі суто дійсна через відсутність електричної провідності повітря в даній моделі, а можлива наявність у напруженості в повітрі ймовірної частини – це результат похибки чисельного розрахунку.

За результатами розрахунків за формулою (6) отримуються наступні значення середніх модулів напруженості електричного поля 0,332 МВ/м, 0,251 МВ/м і 0,216 МВ/м для ізоляторів типу С4-80-I, С4-80-II і С4-80-Пкв, що недостатньо для розповсюдження розряду повністю поверхнею ізолятора. Аналогічний висновок можна зробити, порівнюючи ці середньоінтегральні модулі напруженості з експериментальними даними щодо пробивних напруженостей між стрижнем і заземленою площиною.

Нормальна складова напруженості електричного поля вздовж поверхні опорно-стрижневого ізолятора (рис. 2) відповідає за прилипання або відштовхування заряджених частинок, що позначається відповідним чином на шлях розвитку пробою. Сукупна довжина ділянок, де електрони відштовхуються від фарфорових тіл ізоляторів розглянутих типів, в 1,5...2 рази менше сукупної довжини ділянок, де вони прилипають до поверхні.

Розглянемо можливість пробою вказаних ізоляторів за найкоротшою відстанню між ковпаком і фланцем у повітрі. Виявилось, що вздовж таких розрядних проміжків тангенційна компонента напруженості знаковмінна. Розподіл модулів напруженості електричного поля вздовж мінімально можливих розрядних проміжків за умови незмінності знаку тангенційної компоненти напруженості представлені на рис. 3 *а, б, в* відповідно для ізоляторів С4-80-I, С4-80-II і С4-80-Пкв. Результати розрахунку середньоінтегральних модулів напруженості електричного поля E_{pl} вздовж таких проміжків l_p , у порівнянні з відповідними пробивними напруженостями між стрижневими електродами E_{cc} , пробивними напруженостями між стрижнем і заземленою площиною E_{cn} зведені у табл. 2. У відповідності до табл. 2 пробій може розвиватися лише для ізолятора С4-80-I, якщо критерій пробою $E_{pl} \geq E_{cn}$, а пробій оточуючого повітря для інших ізоляторів неможливий. Загалом відхилення отриманої середньоінтегральної напруженості електричного поля порівняно з пробивною напруженістю у системах «стрижень-стрижень» і «стрижень-площина» склали -18,2...-3,5% і -6...+11,7%. Розглянемо інший

сценарій розвитку пробоїв цих же розрядних проміжків, коли спочатку пробивається ділянка між ковпаком і найближчим до нього ребром, в результаті чого збільшується напруженість до рівня пробою на другій ділянці і пробій завершується створенням розрядного каналу між ковпаком і фланцем. Результати розрахунку середньоінтегральних модулів напруженості $E_{р/д}$ вздовж ділянки «ковпак-верхнє ребро» $l_{р/д}$, у порівнянні з відповідними пробивними напруженостями між стрижневими електродними $E_{сзд}$, пробивними напруженостями між стрижнем і заземленою площиною $E_{спд}$ зведені у табл. 3. Відхилення отриманої середньоінтегральної напруженості першої ділянки розрядного шляху

Таблиця 2

Тип ізолятора	$l_{р/д}$, мм	$E_{р/д}$, МВ/м	$E_{сзд}$, МВ/м	$E_{спд}$, МВ/м
С4-80-I	114,98	0,689	0,714	0,617
С4-80-II	141,08	0,580	0,671	0,585
С4-80-IIIкв	138,74	0,552	0,675	0,587

Таблиця 3

Тип ізолятора	$l_{р/д}$, мм	$E_{р/д}$, МВ/м	$E_{сзд}$, МВ/м	$E_{спд}$, МВ/м
С4-80-I	31,75	1,112	1,050	0,891
С4-80-II	30,90	1,084	1,059	0,897
С4-80-IIIкв	34,28	1,048	1,026	0,877

порівняно з пробивними напруженостями у системах «стрижень-стрижень» і «стрижень-площина» склали 2,1...5,9% і 19,5...24,8%. Отже, дані табл. 3 свідчать, що перша ділянка гарантовано пробивається. Після пробою першої ділянки відношення середньоінтегральної напруженості вздовж другої ділянки до пробивної напруженості між двома стрижнями та пробивної напруженості між стрижнем і заземленою площиною становить відповідно 1,25; 1,06; 1,08 та 1,40; 1,23; 1,25 для ізоляторів С4-80-I, С4-80-II і С4-80-IIIкв. Отже, пробій в оточуючому повітрі розглянутих опорно-стрижневих ізоляторів гарантовано будуть розвиватися двоступенево. З огляду на близькість розрахованих напруженостей до пробивних напруженостей між двома стрижнями критерій пробою має бути $E_{р/д} \geq E_{сзд}$ (якщо вірний критерій був би $E_{р/д} \geq E_{спд}$, то це б призвело до зниження значення сухорозрядної випробувальної напруги, що не відповідає дійсності).

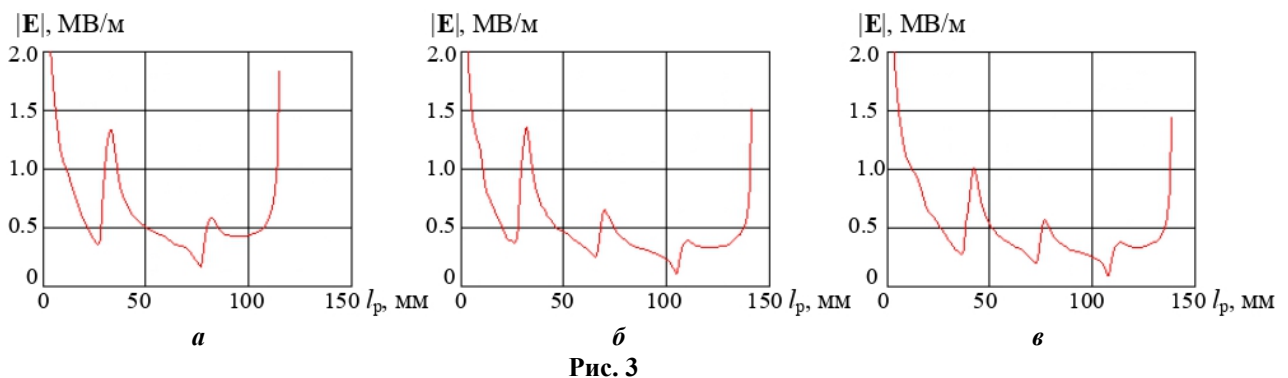


Рис. 3

Порівняння зі значеннями пробивної напруженості між двома сферичними електродами для вище розглянутих проміжків не виконувалося у зв'язку з тим, що поле різко неоднорідне вздовж цих проміжків (рис. 2 – 3).

Висновки. Розбіжність в межах 2,1...5,9% отриманих середньоінтегральних значень напруженості електричного поля вздовж ймовірного шляху розряду і значень пробивної напруженості між двома стрижневими електродами вказує на можливість адекватного визначення сухорозрядної напруги опорно-стрижневого ізолятора за відомим розподілом його зовнішнього електричного поля. Ділянки з тангенційною компонентою напруженості електричного поля зі зворотнім знаком відносно знаку середнього значення цієї компоненти виступають перепонами для розвитку розряду; лавина електронів на таких ділянках буде втрачати швидкість і енергію, що може призводити до часткових повернених розрядів.

1. Doufene D., Benharat S., Essmine A., Bouzegaou, O., Bouazabia S. A new approach for the flashover voltage prediction using an arc propagation reproduction on a high-voltage insulator. *COMPEL – The international journal for computation and mathematics in electrical and electronic engineering*. 2024. DOI: <https://doi.org/10.1108/COMPEL-11-2023-0569>.

2. Amalia S., Azhar H., Hidayatullah B., Rajab A. The effect of humidity and temperature on flashover in high voltage transmission line ceramic insulators. *TEM Journal*. 2024. Vol. 13. Issue 1. Pp. 670-680. DOI: <https://doi.org/10.18421/TEM131-70>.
3. Sun J., Hu K., Fan Y., Liu J., Yang S., Guo X., Zhang K. Flashover voltage and external insulation design for EMUs' insulators at high altitude with non-uniform distributed pollution. *IET Gener. Transm. Distrib.* 2023. Vol. 17. Issue 14. Pp. 3255-3265. DOI: <https://doi.org/10.1049/gtd2.12897>.
4. Aziz E., Aouabed F., Abdellah H., Adrienn D. Case study: optimizing grading ring design for high voltage polymeric insulators in power transmission systems for enhanced electric field and voltage distribution by using a finite element method. *Energies*. 2023. Vol. 16 (13). 5235. DOI: <https://doi.org/10.3390/en16135235>.
5. Shen W. Simulation Research on electric field distribution of insulator string in ULTRA high voltage transmission line. International Conference on *Power Electronics and Power Transmission (ICPEPT 2021)* on *Journal of Physics: Conference Series*. Xi'an, China, 15-17 October 2021. Vol. 2108. DOI: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1742-6596/2108/1/012024>.
6. Hawal A.O., Ben Rahma S.A., Abdul Samed M.M. Electrical performance study of 11kV coated porcelain, coated glass, and polymer outdoor high voltage insulators. *Journal of Alasmarya University: Applied Sciences*. 2023. Vol. 8. No 2. Pp. 31-45. DOI: <https://doi.org/10.59743/jauas.8.2.1>.
7. Gençoğlu M.T., Cebeci M. The pollution flashover on high voltage insulators. *Electric Power Systems Research*. 2008. Vol. 78. Issue 11. Pp. 1914-1921. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2008.03.019>.
8. Shancheng Qi S., Chang S., Cao L. Transient discharge characteristics of insulator short-circuit under high voltage. *Engineering Journal*. 2021. Vol. 60. Issue 6. Pp. 5175-5181. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.aej.2021.04.028>.
9. Meng X., Wang L., Mei H., Cao B., Bian X. Streamer propagation along the insulator with the different curved profiles of the shed. *Polymers*. 2022. Vol. 14(5). 897. DOI: <https://doi.org/10.3390/polym14050897>.
10. Bastidas P.D., Rowland S. M. Interfacial aging in composite insulators as a result of partial discharge activity. *IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*. Baltimore, MD, USA, 11-14 June 2017. Pp. 13-16. DOI: <https://doi.org/10.1109/EIC.2017.8004690>.

DETERMINATION OF THE INFLUENCE OF THE DISTRIBUTION OF THE EXTERNAL ELECTRIC FIELD OF THE SUPPORT ROD INSULATOR ON ITS DRY DISCHARGE VOLTAGE

O.O. Palchykov

**Admiral Makarov National University of Shipbuilding,
ave. Heroyiv Ukraine, 9, Mykolaiv, 54025, Ukraine,
e-mail: ole2012hulk@gmail.com.**

A mathematical model has been developed for calculating the internal and external electric field of insulators based on the solution of the Laplace equation with respect to the phasor of the electric potential using the finite element method. The specified model has been used to calculate electric field intensity distributions in the surrounding air spaces of support-rod insulators C4-80-I, C4-80-II and also C4-80-IICm (Chinese-made). It has been proposed to establish a relationship between the distribution of the electric field around the insulators and their test dry discharge voltage based on the average integral values of the modulus of the electric field intensity along the possible paths of the discharge, taking into account the sign of its tangential component. The average integral values of the electric field have been compared with the known experimental values of the air breakdown intensity between two rod electrodes, as well as in the electrode system of the rod and the grounded plane. It has been shown that the most probable path of development of the discharge for each of the considered insulators is the path closest to the minimum distance in the air between the cap and the flange, the discharge process is two-stage (firstly the section «cap-the rib nearest to the cap» is broken down), and the breakdown intensity of the air around the insulators corresponds to the breakdown intensity between two rod electrodes (the difference in values was 2,1...5,9%). References 10, tables 3, figures 3.

Keywords: support rod insulator, phasor, electric field intensity, electrical breakdown.

Надійшла 01.04.2024
Остаточний варіант 17.04.2024