

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ  
ЗАПОРІЗЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ  
ТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ

Яримбаш Д. С., Яримбаш С. Т.

**РОЗРАХУНОК ПАРАМЕТРІВ ГОЛОВНИХ  
ШИННИХ ПАКЕТІВ СЕКЦІЙ ПЕЧЕЙ  
ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ**

*Навчальний посібник*

Електронне видання комбінованого  
використовування на DVD-ROM

Запоріжжя  
2017

УДК 621.315:621.3.025:621.365.32:621.3.024

Я

*Рекомендовано до видання Вченою радою  
Запорізького національного технічного університету  
(Протокол №9 від 25.04.2017 р.)*

Рецензенти:

*О. П. Чорний* – директор навчально-наукового Інституту електромеханіки, енергозбереження і систем управління, доктор технічних наук, професор;

*Ю. Г. Качан* – завідувач кафедри електротехніки та енергоефективності Запорізької державної інженерної академії, доктор технічних наук, професор;

*П. Д. Андрієнко* – завідувач кафедри електричних і електронних апаратів Запорізького національного технічного університету, доктор технічних наук, професор.

**Яримбаш Д. С.**

**Я** Розрахунок параметрів головних шинних пакетів секцій печей графітації змінного струму [Електронний ресурс]: навчальний посібник / Д. С. Яримбаш, С. Т. Яримбаш. – Електрон. дані. – Запоріжжя : ЗНТУ, 2017. – 1 електрон. опт. диск (DVD-ROM); 12 см. – Назва з тит. екрана.  
ISBN 978-617-529-171-9

У навчальному посібнику розглянуто проблему проектування та розрахунку параметрів енергоефективних конструктивних виконань головних шинних пакетів секцій печей графітації.

Запропоновано нові високоточні методики визначення електричних параметрів однофазних шихтованих шинних пакетів на основі розрахунку та аналізу електромагнітних та електротеплових полів, які враховують конструктивне виконання та конструктивні параметри шинних пакетів, режими їх роботи, електрофізичні властивості активних матеріалів та їх залежність від температури, режими конвекції охолоджуючого повітря, тощо. На основі електротеплових моделей головних шинних пакетів та польового моделювання розвинуто методики та підвищено точність розрахунку струмів, параметрів електродинамічної та термічної стійкості при короткому замиканні. Наведено приклади розрахунку енергоефективних конструктивних виконань головних шинних пакетів, визначення їх електричних параметрів, параметрів електродинамічної та термічної стійкості з аналізом отриманих результатів.

УДК 621.315:621.3.025:621.365.32:621.3.024

ISBN 978-617-529-171-9

© Запорізький національний технічний  
університет (ЗНТУ), 2017  
© Яримбаш Д. С., 2017

## ЗМІСТ

Вступ	5
1 Моделювання електротеплових режимів роботи ГШП секції печей графітації змінного струму	7
1.1 Електротеплова модель ГШП	8
1.2 Інженерна методика електротеплового розрахунку ГШП	12
2 Електротеплові режими і охолодження ГШП печей графітації змінного струму	16
2.1 Обґрунтування вимог до конструкції ГШП, електротеплових режимів, способів і систем охолодження	16
2.2 Методика розрахунку електротеплових режимів і вибір системи охолодження ГШП	20
2.3 Розрахунок електротеплових режимів і охолодження однорядного шихтованого ГШП (приклад)	23
2.4 Моделювання електротеплових режимів та охолодження ГШП секції печей графітації змінного струму (приклад)	40
3 Методика розрахунку струмів короткого замикання ГШП секцій печей графітації змінного струму	45
3.1 Загальні положення методики розрахунку	45
3.2 Складання розрахункової схеми	47
3.3 Складання схеми заміщення	48
3.4 Перетворення схеми заміщення в еквівалентну результуючу	53
3.5 Розрахунок опорів прямої послідовності елементів електротеплового комплексу секції печей графітації змінного струму	55
3.5.1 Активний і індуктивний опори трансформаторів живлення та компенсації	55
3.5.2 Активний і індуктивний опори шинопроводів короткої мережі	56
3.5.3 Активний і індуктивний опори кабелів	60
3.5.4 Активні опори контактів і контактних з'єднань	68
3.5.5 Активні та індуктивні опори трансформаторів струму	69
3.5.6 Активні та індуктивні опори котушок автоматичних вимикачів	69
3.5.7 Активний опір дуги в місці КЗ	70
3.6 Розрахунок початкового значення періодичної складової струму короткого замикання	72
3.7 Розрахунок аперіодичної складової струму короткого замикання	73
3.8 Розрахунок ударного струму короткого замикання	74

3.9 Врахування конденсаторних батарей пристрої компенсації реактивної потужності при розрахунку струмів короткого замикання	75
4 Розрахунок струмів короткого замикання ГШП секцій печей графітації змінного струму (приклад)	77
4.1 Вихідні дані	79
4.2 Розрахунок параметрів схеми заміщення мережі живлення. Параметри схеми заміщення прямої послідовності	81
4.3 Розрахунок струмів короткого замикання	85
4.4 Розрахунок параметрів схеми заміщення контуру установки компенсації реактивної потужності	87
4.5 Розрахунок струмів короткого замикання від КУ і сумарного (повного) струму КЗ	92
5 Методика розрахунку електродинамічної стійкості ГШП секції печей графітації змінного струму	95
5.1 Загальні положення методики розрахунку	95
5.2 Визначення електродинамічних сил в ГШП при КЗ	101
5.3 Перевірка шинних конструкцій на електродинамічну стійкість	103
6 Розрахунок динамічної стійкості для однорядного ГШП з мідних шин (приклад)	109
7 Методика перевірки ГШП на термічну стійкість при КЗ	121
7.1. Загальні положення методики перевірки ГШП на термічну стійкість	121
7.2. Термічна дія струму короткого замикання. Визначення інтегралу Джоулю та термічно еквівалентного струму короткого замикання	121
7.3. Методика перевірки провідників на термічну стійкість при коротких змиканнях	124
8 розрахунок термічної стійкості однорядного ГШП з мідних шин перерізом при короткому замиканні (приклад)	130
8.1 Початкові данні	130
8.2 Розрахунок часу відключення струму КЗ	130
8.3 Визначення температури нагріву провідників ГШП до моменту відключення КЗ	131
Література	135
Додаток А. Розрахунок статично невизначених балок	146

## ВСТУП

Коротка електрична мережа є однією з найважливіших складових електротехнічних комплексів пічних установок. Короткою мережею називають електричну мережу, що зв'язує низьковольтні виводи пічних і компенсаційних трансформаторів з піччю. Вплив короткої мережі на характеристики електротехнічного комплексу є досить значним, особливо за умови його роботи на змінному струмі [27, 29, 31, 32, 44, 45, 47, 56–58, 63–68, 86, 87]. Параметри короткої мережі відносяться до основних факторів, що визначають електричні та техніко-економічні показники роботи комплексу в цілому.

Для безперервного енергопостачання групи печей, що об'єднуються у секцію, застосовується головний шинний пакет (ГШП). ГШП забезпечує роботу від 6 до 10 печей графітації секції і розташовується в пічному залі вздовж фронту печей [57, 58, 63–68]. Довжина шинного пакету визначається числом і розміром печей у секції. Зазвичай шинний пакет кріпиться на колонах будівлі цеху або на спеціальних опорах. Висота розташування пакета обумовлюється конструкцією печі. ГШП є найдовшою навантаженою складовою вторинного струмопроводу. Електричні параметри ГШП разом з характеристиками і параметрами графітіровочної печі визначають характеристики трансформаторів живлення, обумовлюють діапазон їх робочих напруг [2–10, 70, 73, 75, 76, 79, 80, 83, 86, 87, 90, 100]. Правильний вибір конструктивного виконання ГШП форми і перетину провідників, їх взаємного розташування і способу охолодження має першорядне значення для енергоефективної роботи графітіровочної печі. Створення раціональної конструкції головного шинного пакету є складною, актуальною і важливою науковою та інженерною задачею.

Для зниження реактивного опору ГШП його виконують з декількох плоских шин (мідних, частіше алюмінієвих), у яких відношення товщини до висоти складає  $1:(10\div 25)$ . Слід прагнути до зменшення довжини шинопроводу, оскільки з її ростом індуктивність ГШП збільшується [2–10, 87, 90, 100].

Однофазний шинний пакет обов'язково виконується шихтованим. У шихтованому пакеті кожна шина, по якій тече струм одного напрямку, оточена шинами, по яким тече струм зворотного напрямку. Відстань між шинами має бути настільки мінімальною, наскільки це допускається електричною ізоляцією та умовами охолодження ( $20\div 40$  мм). Завдяки такому розташуванню шин досягається істотне зниження індуктивності, а розподіл струму в шинах є більш рівномірним, ніж в однополярному пакеті.

При проектуванні нових і реконструкції діючих головних шинних пакетів печей графітації змінного струму обов'язковою вимогою є забезпечення динамічної та термічної стійкості при короткому замиканні (КЗ) [40–43, 54].

З урахуванням значних капітальних витрат на розробку нової конструкції ГШП секції печей графітації або його реконструкції виникає потреба у проведенні досліджень електричних і теплових параметрів, розподілу струмів в шинах, динамічної стійкості при коротких замиканнях на базі математичних моделей [1, 11, 12, 16–18, 21–23, 26, 28, 30, 33, 34, 51–53, 69, 71, 72, 74]. Це може істотно скоротити витрати на розробку технічних заходів з модернізації ГШП і прискорити впровадження нових розробок у виробництво.

Оптимальний вибір конструктивного виконання ГШП і системи його охолодження дозволяє скоротити рівень втрат електроенергії, капітальні витрати на активні матеріали ГШП і експлуатаційні витрати для секцій печей графітації.

## **1 МОДЕЛЮВАННЯ ЕЛЕКТРОТЕПЛОВИХ РЕЖИМІВ РОБОТИ ГШП СЕКЦІЇ ПЕЧЕЙ ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ**

Головний шинний пакет має велику масу активних матеріалів і навантажується великими струмами промислової частоти, які створюють навколо провідників сильні електромагнітні поля. Внаслідок цього особливого значення набувають такі явища, як поверхневий ефект, ефект близькості, нерівномірне завантаження провідників струмом (зовнішній поверхневий ефект), втрати енергії через нагрівання металевих конструкцій печі і струмопроводів, що вимагають урахування і точної кількісної оцінки [14, 25, 37, 46, 55, 59, 61, 78, 81, 82, 102, 104].

Ефект близькості полягає у впливі на кожен провідник ГШП змінного магнітного поля сусідніх провідників. Внаслідок цього щільність струму розподіляється по перетину провідника нерівномірно - зміщується в певний бік перерізу залежно від знаку потоку і напрямків струмів у сусідніх провідниках. Це зумовлює додаткові активні втрати, які виділяються в шинах ГШП. Ефект близькості виявляється тим більшим, чим ближче розташовані провідники один до одного.

Поверхневий ефект викликається власним магнітним полем провідника, що витісняє струм до поверхні. Тому перетин провідника завантажується струмом нерівномірно і активні втрати, активний опір збільшуються. Вплив поверхневого ефекту визначається, в основному, формою перетину провідника. Він сильніше виражений в провідниках круглого перерізу, слабкіше – у плоских провідниках [4–6, 25, 91, 96]. Для провідників прямокутного перерізу поверхневий ефект тим менше, чим більше відношення висоти шини до її товщини. Правильний вибір форми і розмірів перетину провідників ГШП дає найкращі показники їх використання [25, 65, 66, 91, 96].

ГШП на відміну від печі має незначний активний і великий реактивний опори. Високий реактивний опір ГШП призводить до зростання падіння напруги між трансформаторами живлення і піччю, а також до перевантаження мережі через необхідність компенсації великої реактивної потужності [16, 62, 92, 97].

При проектуванні ГШП слід враховувати, що загальна індуктивність пакету, що складається з кількох провідників, тим менше, чим більше паралельних провідників завантажується струмом. Якщо по провідникам тече струмом одного знака, то їх індуктивність зменшується зі збільшенням відстані між усіма провідниками. Якщо провідники в шихтованих пакетах завантажуються струмами різної полярності, то індуктивність таких пакетів тим менше, чим ближче провідники один до од-

ного. Крім того, індуктивність пакета зростає із збільшенням його довжини.

Таким чином, основними умовами, яким має задовольняти ГШП, є найменша його довжина, оптимальний вибір провідників і раціональне завантаження їх перетину. Дотримання цих умов дозволяє передавати потужність від трансформаторів живлення до печі графітації з високим ККД і коефіцієнтом потужності.

### 1.1 Електротеплова модель ГШП

Процеси перетворення електричної енергії змінного струму в енергію електромагнітного поля і теплову в провідниках головного шинного пакету (рис. 1.1), визначаються взаємопов'язаними електромагнітними і тепловими процесами. Вони описуються електротепловою моделлю [80, 96, 104, 105], що включає рівняння змінного електромагнітного поля в частотному формулюванні для амплітуд векторного магнітного потенціалу і рівняння теплопередачі у просторовій системі «головний шинний пакет (провідники) – охолоджуюче і навколишнє середовища»

$$\begin{cases} j\omega\sigma_j(\theta_j)\mathbf{A}_j + \nabla\left[(\mu_0\mu_j(\theta_j))^{-1}\nabla\times\mathbf{A}_j\right] = 0, \mathbf{B}_j = \text{rot}(\mathbf{A}_j), \\ \rho(\theta_j)_j C_p(\theta_j)_j (\mathbf{W}_j, \nabla\theta_j) - \nabla(\lambda(\theta_j)_j \nabla\theta_j) = Q(\theta)_j, \end{cases} \quad (1.1)$$

де  $\omega$  – кутова частота;  $\sigma(\theta)$ ,  $\mu(\theta)$ ,  $\rho(\theta)$ ,  $\lambda(\theta)$ ,  $C_p(\theta)$   $\rho(\theta)$ ,  $\lambda(\theta)$ ,  $C_p(\theta)$  – питома електропровідність, відносна магнітна проникність, щільність, питома теплоємність і теплопровідність;  $\mathbf{W}_j$  – швидкість охолоджуючого газу (рідини) у внутрішньому закритому (при водяному охолодженні) або зовнішньому відкритому контурах охолодження  $|\mathbf{W}_j| = 0, \forall j \neq 2; |\mathbf{W}_j| = W_a, j = 2; Q_j$  – питома потужність джерел тепла, обумовлена резистивним нагріванням провідників і індукційним нагріванням вихровими струмами від змінного електромагнітного поля; індекси  $j = 1, 2, 3$  відповідають областям мідних або алюмінієвих шин, охолоджуючого і навколишнього середовищ.

Система рівнянь електротеплової моделі (1.1) замикається умовами Кулона [13] і відповідними граничними умовами [88, 89, 93, 98, 99]:

$$\mathbf{n}_{i,k} \times (\mathbf{H}_i - \mathbf{H}_k) = 0, \forall i, k \in (1, 3), i \neq k \quad (1.2)$$

для границь середовищ з різними електромагнітними властивостями;

$$\mathbf{A}_k = 0 \quad (1.3)$$

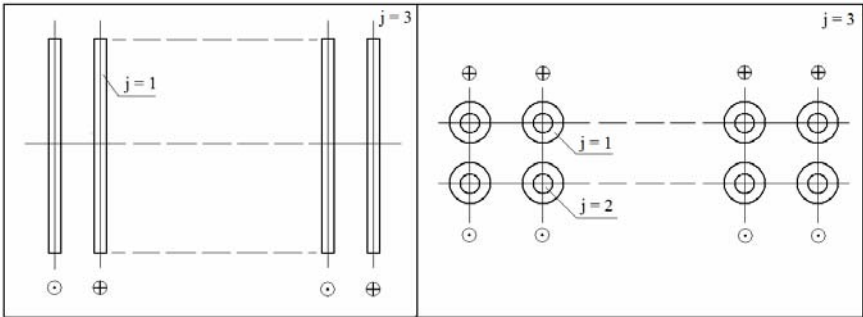
для границь магнітної ізоляції і зовнішніх границь;

$$\mathbf{n}_i \cdot (\lambda(\theta_i) \nabla \theta_i) = \mathbf{n}_k \cdot (\lambda(\theta_k) \nabla \theta_k), \forall i, k \in (1,3), i \neq k \quad (1.4)$$

для границь середовищ з різними теплофізичними властивостями;

$$\mathbf{n}_i \cdot (\lambda(\theta_i) \nabla \theta_i) = Q_0 + \alpha(\theta_{oc}, \theta_i, w) \cdot (\theta_{oc} - \theta_i), \forall i \in (1,3), \quad (1.5)$$

для границь теплообміну, де  $\mathbf{n}_i$  – вектор нормалі до  $i$  граничної поверхні, а індексами  $i, k, oc$  позначаються граничні поверхні в розрахунковій області та навколишнє середовище.



а – ГШП з шинами прямокутного перерізу; б – ГШП з трубчастими шинами

Рисунок 1.1 – Розташування шин у перерізі ГШП

Математичну реалізацію електротеплової моделі (1.1)–(1.5) може бути істотно спрощено, якщо, з урахуванням співвідношення геометричних розмірів головного шинного пакету, перейти від просторового до плоскопаралельного формулювання [13, 80, 96, 104, 105]:

$$\mathbf{A} = \bar{\mathbf{k}} \cdot A_z, \quad \mathbf{grad}(\theta) = \bar{\mathbf{i}} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial x} + \bar{\mathbf{j}} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial y}, \quad (1.6)$$

$$\mathbf{B} = \bar{\mathbf{i}} \cdot B_x + \bar{\mathbf{j}} \cdot B_y, \quad \mathbf{H} = \bar{\mathbf{i}} \cdot H_x + \bar{\mathbf{j}} \cdot H_y.$$

Для розрахунків електромагнітного поля і поля температур доцільно застосовувати універсальний метод кінцевих елементів, що реалізований в структурі засобів спеціальних пакетів програм COMSOL Multiphysics та MathCAD [49, 104]. Це не вимагає додаткових витрат часу і ресурсів на розробку алгоритмів, програм та їх налаштування.

З урахуванням нелінійності системи рівнянь електротеплової моделі і граничних умов (1.1)–(1.6) проводяться ітераційні обчислення з варіюванням на кожному кроці амплітудних значень струмів в провідниках головного шинного пакету, швидкості вільної конвекції повітря, що обтікає пакет шин, коефіцієнтів теплообміну нагрітої поверхні шин з навколишнім середовищем.

Для ітераційних розрахунків у COMSOL Multiphysics встановлюються обмеження по точності  $\varepsilon = 10^{-7}$  і числу ітерацій  $n_{\text{iter}} = 50$ . Тривалість розрахунку однієї ітерації в COMSOL Multiphysics становить 25–30 хв [80, 96].

При моделюванні електротеплових режимів роботи для інтервалу температур  $20^{\circ}\text{C} < \theta_1 < 140^{\circ}\text{C}$  враховується температурна залежність питомих опорів міді та алюмінію

$$\begin{aligned} \rho_{Cu} &= 0,18 \cdot 10^{-6} \cdot (1 + 0,004 \cdot (\theta_1 - 20)), \\ \rho_{Al} &= 0,28 \cdot 10^{-6} \cdot (1 + 0,0042 \cdot (\theta_1 - 20)) \text{ Ом}\cdot\text{м}, \end{aligned}$$

температурна залежність щільності міді та алюмінію

$$\gamma_{Cu} = 8800 \cdot (1 - 0,000017 \cdot (\theta_1 - 20)), \gamma_{Al} = 2670 \cdot (1 - 0,000023 \cdot (\theta_1 - 20)),$$

здаються осереднені значення питомої теплоємності міді та алюмінію

$$C_{pCu} = 381, C_{pAl} = 920, \text{ Дж/кг}\cdot\text{К},$$

осереднені значення коефіцієнтів теплопровідності міді і алюмінію

$$\lambda_{Cu} = 384, \lambda_{Al} = 204, \text{ Вт/м}\cdot\text{К},$$

значення відносної діелектричної проникності і відносної магнітної провідності для частоти  $f = 50$  Гц  $\varepsilon_1 = \varepsilon_{Cu} = \varepsilon_{Al} = 1$ ,  $\mu_1 = \mu_{Cu} = \mu_{Al} = 1$ .

Щоб у розрахунках електротеплового стану при охолодженні шин ГПП в режимі вільної конвекції виключити систему рівнянь Ейлера

приймається припущення, що переважну роль у теплообміні відіграє вертикальна складова швидкості  $w_y$ , а іншими  $w_x$ ,  $w_z$  можна знехтувати, тобто  $\mathbf{w} \approx \mathbf{j} \cdot w_y$ .

Для визначення швидкості потоку повітря в каналах між шинами ГШП застосовується теорія подібності та узагальнені критеріальні рівняння для режимів вільної та вимушеної конвекції [50]. Виділяються наступні умови [50]:

$$\text{Re}_{дж} \frac{\Delta}{b} \text{Pr}^{5/6} > 15,$$

коли необхідно враховувати зміну швидкості вільної конвекції по висоті шини  $b$ ;

$$\Delta/b > 0,067 \text{Re}_{дж} \text{Pr}^{5/6},$$

коли швидкість вільної конвекції вздовж висоти шини ГШП стабілізується.

Перехід від одного режиму до іншого відповідає умові рівності підйомних сил  $f_g$  і сил в'язкості  $f_\mu$ . Отже

$$\frac{g\beta(\theta_1 - \theta_{oc})\delta\Delta}{2\nu w_y} \approx 1,$$

де  $\delta = \lambda_3/\alpha_k$  або  $\delta = \Delta/2Nu$ .

Таким чином, можна визначити швидкість руху повітря в каналі між шинами ГШП в режимі вільної конвекції:

$$w_y \approx \frac{g\beta(\theta_1 - \theta_{oc})\delta\Delta}{2\nu},$$

що дозволяє застосувати електротеплову модель (1.1)–(1.6) для вільної або примусової конвекції повітря, охолоджуючого ГШП.

Розрахунки критеріїв Нуссельта, Рейнольдса, Прандтля, Грасгофа, швидкостей руху повітря, охолоджуючого ГШП, і коефіцієнтів конвективної тепловіддачі виконуються відповідно до [35, 36]. Вони можуть проводитися в структурі MathCAD [49] із застосуванням регресій-

ного аналізу для температурних залежностей теплофізичних властивостей як повітря, так і води.

## 1.2 Інженерна методика електротеплового розрахунку ГШП

За значних витрат ресурсів і часу для моделювання електромагнітних і теплових процесів при роботі ГШП печей графітації змінного струму доцільно застосовувати наближені інженерні методики за умови перевірки їх точності та достовірності.

Відповідно до [13, 104] при розрахунку потужності втрат ділянки ГШП довжиною 1 м можна застосувати співвідношення:

$$P_{\text{гшп}} = I^2 \cdot R_a, \quad R_a = R_{\Omega} \cdot k_d \cdot k_{\text{дн}} \cdot k_{\text{дж}}, \quad k_d = k_{\text{п}} \cdot k_{\text{б}},$$

де  $R_a, R_{\Omega}$  – активний і омичний (опір постійному струму) опори на довжині 1 м;  $k_{\text{п}}$  – коефіцієнт поверхневого ефекту в шині;  $k_{\text{б}}$  – коефіцієнт ефекту близькості;  $k_{\text{дн}}$  – коефіцієнт впливу зовнішнього поверхневого ефекту від сусідніх шин;  $k_{\text{дж}}$  – коефіцієнт додаткових втрат в елементах конструкції ГШП [25].

Активний опір ГШП може перевищувати омичний в 3 і більше разів і, відповідно, будуть зростати активні втрати в ГШП.

Потужність тепловіддачі випромінюванням ділянки пакета шин довжиною 1 м (лінійна питома потужність тепловіддачі випромінюванням) оцінюється співвідношенням виду [25]

$$Q_{\text{л}} = 5.7 \cdot 10^{-8} \cdot \varepsilon \cdot (T^4 - T_{\text{ос}}^4) \cdot F_{\text{из}}, \quad \text{Вт/м},$$

де  $T = \theta + 273.15$ , К – абсолютна температура;  $F_{\text{из}}$  – поверхня випромінювання, м<sup>2</sup>;  $\varepsilon$  – постійна випромінювання, яка для окисленої міді дорівнює 0.5÷0.7, а для окисленого алюмінію – 0.11÷0.19.

Потужність тепловіддачі конвекцією ділянки пакета шин довжиною 1 м (лінійна питома потужність тепловіддачі конвекцією) оцінюється співвідношенням [25]

$$Q_{\text{к}} = \alpha_{\text{к}} (\theta - \theta_{\text{ос}}) \cdot F_{\text{к}}, \quad \text{Вт/м}.$$

Коефіцієнт конвективного теплообміну визначається режимом конвекції (вільний або вимушений), властивостями охолоджуючої сере-

довища (повітря), геометричною формою, розташуванням і розмірами шин ГШП та критерієм Нуссельта.

Для вільної конвекції в необмеженому просторі для горизонтальних труб при  $10^3 < (Gr_3 \cdot Pr_3) < 10^8$  приймається, що

$$Nu_3 = 0,5 \cdot (Gr_3 \cdot Pr_3)^{0,25} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25};$$

для вертикальних труб і плоских шин при ламінарному режимі течії і  $10^3 < (Gr_3 \cdot Pr_3) < 10^9$  –

$$Nu_3 = 0,75 \cdot (Gr_3 \cdot Pr_3)^{0,25} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25};$$

для вертикальних труб і плоских шин для турбулентного режиму течії і  $(Gr_3 \cdot Pr_3) > 10^9$  –

$$Nu_3 = 0,15 \cdot (Gr_3 \cdot Pr_3)^{0,33} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25}.$$

Значення  $Gr_3$  і  $Pr_3$  визначаються для температури охолоджуючого газу (рідини), а  $Pr_1$  – для температури на поверхні шини ГШП.

Якщо для повітря прийняти, що  $(Pr_3/Pr_1 = 1)$ , то наведені вище рівняння критерію Нуссельта істотно спрощуються і для горизонтальних труб приводяться до виду

$$Nu_3 = 0,46 \cdot (Gr_3)^{0,33};$$

для вертикальних труб і плоских шин при ламінарному режимі течії –

$$Nu_3 = 0,695 \cdot (Gr_3)^{0,25};$$

для вертикальних труб і плоских шин при турбулентному режимі течії –

$$Nu_3 = 0,133 \cdot (Gr_3)^{0,33};$$

для гладких труб круглого перерізу при ламінарному режимі вимушеної конвекції і  $(Re_3 < 2100)$  –

$$Nu_3 = 0,15 \cdot Re_3^{0,33} \cdot Pr_3^{0,33} (Gr_3 \cdot Pr_3)^{0,1} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25} \varepsilon_1,$$

де  $\varepsilon_1$  – коефіцієнт, що враховує зміну тепловіддачі по довжині труби і залежить від відношення довжини труби до її діаметра [36, 50];  
для перехідного режиму і ( $2100 < Re_3 < 10^4$ ) –

$$Nu_3 = K_o \cdot Pr_3^{0,43} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25} \varepsilon_1,$$

де  $K_o$  – коефіцієнт, що залежить від критерію Рейнольдса [36, 50];  
для турбулентного режиму і ( $Re_3 \geq 10^4$ ) –

$$Nu_3 = 0,021 \cdot Re_3^{0,8} \cdot Pr_3^{0,43} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25} \varepsilon_1.$$

При ламінарному обтіканні горизонтальних поверхонь шин ГШП і ( $Re_3 < 4 \cdot 10^4$ ) приймається співвідношення

$$Nu_3 = 0,66 \cdot Re_3^{0,5} \cdot Pr_3^{0,33} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25},$$

при турбулентному обтіканні і ( $Re_3 \geq 4 \cdot 10^4$ ) –

$$Nu_3 = 0,037 \cdot Re_3^{0,5} \cdot Pr_3^{0,33} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25}.$$

При поперечному обтіканні труб ГШП з кутом атаки  $90^\circ$  приймаються співвідношення:

$$Nu_3 = 0,57 \cdot Re_3^{0,5} \cdot Pr_3^{0,33} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25}$$

– для ( $Re_3 \leq 10^3$ );

$$Nu_3 = 0,25 \cdot Re_3^{0,6} \cdot Pr_3^{0,38} \cdot (Pr_3/Pr_1)^{0,25}$$

– для ( $10^3 \leq Re_3 \leq 2 \cdot 10^5$ ).

У роботі [25] пропонується для плоских шин ГШП оцінювати потужність тепловіддачі вільною конвекцією співвідношенням

$$Q_{\kappa} = 18 \cdot \alpha_{ш} \cdot (\theta - \theta_{oc})^{1.25} F_{\kappa},$$

де  $\alpha_{ш}$  – коефіцієнт, який зменшується від 2,7 до 1 при збільшенні ширини шини з 50 мм до 300 мм.

Далі визначається сумарна потужність тепловіддачі  $Q_m = Q_{\kappa} + Q_l$ , яка порівнюється з потужністю тепловиділення  $P_{гшп}$ .

Таким чином, за умови рівності  $Q_m = P_{гшп}$  встановлюється температура ГШП, що відповідає визначеному струмовому навантаженню.

Як правило, ця задача вирішується графічно або за допомогою вбудованої функції **root** пакету MathCAD [49].

Порівняння наведеної вище інженерної методики і даних математичного моделювання доводить високу точність розрахунків. Відносна похибка не перевищує 4,4–6,5% для шихтованих однорядних і дворядних ГШП.

## 2 ЕЛЕКТРОТЕПЛОВІ РЕЖИМИ І ОХОЛОДЖЕННЯ ГШП ПЕЧЕЙ ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ ЦЕХУ № 4

### 2.1 Обґрунтування вимог до конструкції ГШП, електротеплових режимів, способів і систем охолодження

Конструкція вторинних струмопроводів повинна забезпечувати [25] оптимальні реактивні і активні опори, раціональний розподіл струмів в провідниках; симетрію фазових опорів, обмеження втрат електроенергії в металевих кріпленнях шин, конструктивних елементах установок і будівельних конструкціях.

Вибір системи охолодження і відповідної методики розрахунку температурних режимів промислових струмопроводів визначається вимогами нормативних документів і, перш за все, Правил улаштування електроустановок (ПУЕ) [54].

Вторинний струмопровід із багатополюсних жорстких пакетів шин рекомендується виконувати шихтованим з паралельними колами прямого і зворотного напрямів струму. Для електротеплової опору прямого нагріву при спокійному режимі роботи застосовуються струмопроводи з шинами з алюмінію, з алюмінієвих сплавів або, в обґрунтованих випадках, з міді.

Правилами улаштування електроустановок рекомендовано дотримуватись допустимих тривалих струмів промислової частоти для шихтованих пакетів прямокутних шин з алюмінію (табл. 2.1) і міді (табл. 2.2), що прийняті для температури навколишнього повітря 25°C і шин – 70°C.

Для змінного навантаження при визначенні перерізу провідників  $S = I_{\max} / J_{\text{ек}}$  застосовують нормовану економічну щільність струму  $J_{\text{ек}}$  з урахуванням тривалості максимуму навантаження на рік (табл. 2.3 [54]).

Наприклад, за даними автоматизованого обліку електричних режимів графітації встановлено, що головний шинний пакет секції печей змінного струму використовується в режимі максимуму струмового навантаження  $I_{\max}$  до 50% часу роботи секції. Це дозволяє розрахувати кількість годин максимуму навантаження

$$N_{\max} = \frac{50\%}{100\%} \cdot 366 \cdot 24 = 4368 \text{ год}$$

і за даними табл. 2.3 визначити, що економічна щільність струму в мідних шинах ГШП становитиме  $2,1 \text{ А/мм}^2$ , алюмінієвих шинах –  $1,1 \text{ А/мм}^2$ .

Таблиця 2.1 – Допустимі тривалі струми промислової частоти для однофазних струмопроводів із шихтованого пакета алюмінієвих прямокутних шин [54]

Розмір полоси, мм	Струмове навантаження, А, при кількості полос в пакеті							
	2	4	6	8	12	16	20	24
100x10	1250	2480	3705	4935	7380	9850	12315	14750
120x10	1455	2885	4325	5735	8600	11470	14315	17155
140x10	1685	3330	4980	6625	9910	13205	16490	19785
160x10	1870	3705	5545	7380	11045	14710	18375	22090
180x10	2090	4135	6185	8225	12315	16410	20490	24610
200x10	2310	4560	6825	9090	13585	18105	22605	27120
250x10	2865	5595	8390	11185	16640	22185	27730	33275
250x20	3910	7755	11560	15415	23075	30740	38350	46060
300x10	3330	6600	9900	13200	19625	26170	32710	39200
300x20	4560	8995	13440	17880	26790	35720	44605	53485

Таблиця 2.2 – Допустимі тривалі струми промислової частоти для однофазних струмопроводів із шихтованого пакета мідних прямокутних шин [54]

Розмір полоси, мм	Струмове навантаження, А, при кількості полос в пакеті							
	2	4	6	8	12	16	20	24
100x10	1880	3590	5280	7005	10435	13820	17250	20680
120x10	2185	4145	6110	8085	12005	15935	19880	23780
140x10	2475	4700	6920	9135	13585	18050	22465	26930
160x10	2755	5170	7670	10150	15040	19930	24910	29800
180x10	3035	5735	8440	11140	16545	21900	27355	32760
200x10	3335	6300	9280	12220	18140	24065	29985	35910
250x10	4060	7660	11235	14805	21930	29140	36235	43430
300x10	4840	9135	13395	17670	26225	34780	43380	51700

ГШП секцій печей графітації змінного струму експлуатується в середовищі, температура якого істотно відрізняється від установленної для табл. 2.1, 2.2. Тому для визначення допустимих тривалих струмів в неізованих шинах застосовують поправочні коефіцієнти, які відповідають п.1.3.9 ПУЕ [54] і наводяться в табл. 2.4. Крім того температура нагріву шин і контактних з'єднань електричним струмом та зовнішніми тепловими випромінюваннями може досягати  $90^{\circ}\text{C}$ . Для реконструкцій-

ваних вторинних струмопроводів допускаються температури мідних шин до 140°C, алюмінієвих шин – до 120°C, за умови зварних з'єднань шин.

Таблиця 2.3 – Економічна щільність струму неізолюваних проводів і шин [54]

Провідники	Економічна щільність струму, А/мм <sup>2</sup> , при кількості годин використання максимуму навантаження на рік		
	більше 1000 до 3000	більше 3000 до 5000	більше 5000
мідні	2,5	2,1	1,8
алюмінієві	1,3	1,1	1,0

Рекомендується повторне використання охолоджувальної води на інші технологічні потреби з облаштуванням водозбору і перекачування. Якщо для охолодження елементів ЕТУ застосовується система оборотного водопостачання, то передбачаються механічні фільтри для зниження вмісту у воді зважених часток.

Для замкнутої системи індивідуального водоохолодження рекомендується схема вторинного контуру циркуляції води без резервного насоса, щоб під час аварійної зупинки основного насоса використовувалась вода з водопровідної мережі.

Таблиця 2.4 – Поправочні коефіцієнти на струми для кабелів, неізолюваних та ізолюваних проводів і шин в залежності від температури землі й повітря [54]

Умовна температура середовища, °С	Нормована температура жил, °С	Поправочні коефіцієнти на струми при розрахунковій температурі середовища, °С											
		-5 і нижче	0	+5	+10	+15	+20	+25	+30	+35	+40	+45	+50
15	80	1,14	1,11	1,08	1,04	1,00	0,96	0,92	0,88	0,83	0,78	0,73	0,68
25	80	1,24	1,20	1,17	1,13	1,09	1,04	1,00	0,95	0,90	0,85	0,80	0,74
25	70	1,29	1,24	1,20	1,15	1,11	1,05	1,00	0,94	0,88	0,81	0,74	0,67
15	65	1,18	1,14	1,10	1,05	1,00	0,95	0,89	0,84	0,77	0,71	0,63	0,55
25	65	1,32	1,27	1,22	1,17	1,12	1,06	1,00	0,94	0,87	0,79	0,71	0,61
15	60	1,20	1,15	1,12	1,06	1,00	0,94	0,88	0,82	0,75	0,67	0,57	0,47
25	60	1,36	1,31	1,25	1,20	1,13	1,07	1,00	0,93	0,85	0,76	0,66	0,54
15	55	1,22	1,17	1,12	1,07	1,00	0,93	0,86	0,79	0,71	0,61	0,50	0,36
25	55	1,41	1,35	1,29	1,23	1,15	1,08	1,00	0,91	0,82	0,71	0,58	0,41
15	50	1,25	1,20	1,14	1,07	1,00	0,93	0,84	0,76	0,66	0,54	0,37	-
25	50	1,48	1,41	1,34	1,26	1,18	1,09	1,00	0,89	0,78	0,63	0,45	-

За необхідності перевантаження слід передбачати примусове повітряне або водяне охолодження. Рекомендована щільність струму в жорстких і гнучких струмопроводах промислової частоти, що мають водяне

охолодження, обмежується для проводів з алюмінієвих та з алюмінієвих сплавів – 6 А/мм<sup>2</sup>, міді – 8 А/мм<sup>2</sup>.

За вимогами пп. 7.5.38, 7.5.39 ПУЕ [54] система вхідного охолодження устаткування, апаратів і інших елементів електротермічних установок виконується з урахуванням можливості контролю за станом охолоджувальної системи.

Рекомендується установка реле тиску, потоку і температури (двох останніх – на виході води з охолоджених елементів), що працюють на сигнал. У випадку, коли припинення протоку або перегрів охолоджуючої води можуть призвести до аварійного пошкодження елементів ЕТУ, забезпечується автоматичне відключення установки.

Система водоохолодження може бути розімкнена (від мережі водопроводу або від мережі оборотного водопостачання підприємства) або замкнута (двоконтурна з теплообмінниками), індивідуальна або групова. Тип системи вибирається з урахуванням вимог до якості води, зазначених у стандартах або технічних умовах на обладнання ЕТУ. Елементи ЕТУ, які охолоджуються водою, при розімкнутій системі охолодження розраховуються на максимальний 0,6 МПа і мінімальний 0,2 МПа тиск води. Якщо у стандартах або технічних умовах на обладнання не надані інші нормативні значення, якість води, має відповідати наведеним вимогам [54] (табл. 2.5.)

Таблиця 2.5 – Показники якості води для охолодження ГПП

Показник	Вид мережі – джерела водопостачання	
	Господарський питний водопровід	Мережа оборотного водопостачання підприємства
Жорсткість, мг-екв/л, не більше:		
загальна	7	–
карбонатна	–	5
Вміст, мг/л, не більше:		
зважених речовин (каламутність)	3	100
активного хлору	0,5	не має
заліза	0,3	1,5
рН	6,5–9,5	7–8
t, °С, не більше	25	30

Для групової замкнутої системи водоохолодження рекомендується передбачати установку одного або двох резервних насосів з автоматичним включенням резерву.

При охолодженні елементів електротермічної установки водою з проточної або циркуляційної системи застосовують ізолюючі шланги (рукави). Це захищає обслуговуючий персонал від потенціалу трубопроводів.

Якщо шланги подачі і зливу з'єднуються з такими трубопроводами і не мають огороження для запобігання доступу персоналу, то їх кінці обладнують заземленими металевими патрубками.

Довжина ізолюючих шлангів водяного охолодження, що з'єднують деталі різної полярності, визначається технічною документацією. За відсутності даних виробника при номінальній напрузі до 1,6 кВ довжину ізолюючих шлангів з внутрішнім діаметром до 25 мм рекомендується приймати не менше 1,5 м, з більшим діаметром – від 2,5 м, а при напрузі вище 1,6 кВ – більше 4 м. Довжина шлангів не нормується у випадку, коли між шлангом і стічної трубою є розрив і струмінь води вільно падає у воронку.

Оптимальний варіант конструктивного виконання шинного пакету, кількості та розмірів шин можна визначити методом упорядкованого перебору. Для цього задають дані для кожного з варіантів конструкції, що відповідають наведеним вище умовам, та розраховують функцію мети, яка є також критерієм якості проекту. Порівнюючи всі можливі варіанти шинних пакетів, обирають такий, що задовольняє умові

$$M_{opt} = \min(M_i), \quad i = 1, \dots, N_M$$

Для визначеного оптимального варіанта, струмового навантаження і наведених у табл. 2.4 температур охолоджуючого (оточуючого) середовища гранична температура шин має перевірятися розрахунком.

## **2.2 Методика розрахунку електротеплових режимів і вибір системи охолодження ГШП**

Шини ГШП секцій печей графітації змінного струму, що відносяться до вторинних струмопроводів, можуть мати наступні типи систем охолодження:

- а) природне повітряне охолодження;
- б) природне повітряне охолодження з додатковим відводом тепла з торців через охолоджувані водою контакти;
- в) примусове повітряне охолодження;
- г) водяне охолодження пакетів трубошин.

Для всіх способів охолодження температура шин розраховується за даними розподілу опорів і струмів. Розрахунки виконуються на одини-

цю довжини ділянки головного шинного пакета (1 м) з найбільшими питомими втратами і найгіршими умовами охолодження.

Активні втрати на одиницю довжини ГШП розраховуються за формулою [25, 104]:

$$P_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}}) = \sum_i P_{\text{ши}}(\theta_{\text{ши}}) = \sum_i I_{\text{ши}}^2(\theta_{\text{ши}}) \cdot R_{\text{ши}}(\theta_{\text{ши}}), \quad (2.1)$$

де  $P_{\text{ши}}$  – активні втрати на одиницю довжини ГШП, Вт/м;  $I_{\text{ши}}$  – струм в шині ГШП, А;  $R_{\text{ши}}$  – активний опір на одиницю довжини шини, Вт/м;  $\theta_{\text{ши}}$  – температура  $i$ -ї шини ГШП, °С.

Рекомендується визначати активні втрати за даними моделювання електротеплових режимів роботи ГШП шляхом розв'язання рівнянь (1.1)–(1.5) на ЕОМ, наприклад, у COMSOL Multiphysics [84, 85, 103].

Для шин ГШП з природним повітряним охолодженням розрахунок температури ведуть методом послідовних наближень. Задаючись температурою ГШП, розраховують кількість енергії, що виділяється на одиницю довжини ГШП. Потім визначають кількість тепла, яке передається з поверхні ГШП одиничної довжини випромінюванням [61]

$$Q_{\text{л}}(t_{\text{ГШП}}) = 5,7 \cdot 10^4 \cdot \varepsilon \left[ \left( \frac{\theta_{\text{ГШП}} + 273,15}{1000} \right)^4 - \left( \frac{\theta_{\text{oc}} + 273,15}{1000} \right)^4 \right] \cdot F_{\text{випр}}, \quad (2.2)$$

де  $\theta_{\text{ГШП}}$  – температури шин ГШП, °С;  $F_{\text{випр}}$  – поверхня випромінювання шин ГШП, м<sup>2</sup>;  $\varepsilon$  – постійна випромінювання, яка дорівнює 0,72 для окислених мідних шин і 0,11 – для алюмінієвих шин.

Для жорсткого пакета тонких шин розрахунок величину поверхні випромінювання одиниці довжини ГШП приймають рівною

$$F_{\text{випр}} = (1 - \varphi) \cdot F \quad (2.3)$$

при

$$\varphi = \sqrt{\left( \frac{d}{c} \right)^2 + 1} - \frac{d}{c}, \quad (2.4)$$

де  $d$  – відстань між шинами пакета, м;  $c$  – висота шини, м.

Тепловіддача вільною конвекцією з вертикальної поверхні шин на одиницю довжини ГШП визначається з виразу [61]:

$$Q_k(\theta_{\text{ГШП}}) = 1,8 \cdot 10^{-4} \alpha (\theta_{\text{ГШП}} - \theta_{\text{oc}})^{1,25} F, \quad (2.5)$$

де  $\alpha$  – поправочний коефіцієнт, що залежить від висоти шини (табл. 2.6)

Таблиця 2.6 – Поправочний коефіцієнт для тепловіддачі вільною конвекцією

Висота шини, м .	1,00–0,30	0,20	0,15	0,10	0,05
$\alpha$	1,00	1,35	1,53	1,76	2,70

За даними розрахунків на основі співвідношень (2.2)–(2.5) визначається температурна залежність сумарної потужності тепловіддачі з одиниці довжини ГШП:

$$Q_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}}) = Q_{\text{л}}(\theta_{\text{ГШП}}) + Q_{\text{к}}(\theta_{\text{ГШП}}). \quad (2.6)$$

Витримуючи умови теплового балансу ГШП та співвідношення (2.1) і (2.6), визначають рівняння теплового балансу без урахування теплопередачі вздовж ГШП від навантаженої струмом ділянки до ненавантаженої ділянки

$$P_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}}) = Q_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}}) \quad (2.7)$$

і знаходять температуру навантаженої максимальним струмом ділянки ГШП, як рішення нелінійного рівняння (2.7).

Оскільки рівняння (2.7) є нелінійним алгебраїчним рівнянням, то для його рішення можуть застосовуватися чисельні методи послідовного наближення (простої ітерації), дихотомії, градієнтів, швидкого спуску і ін. Ці методи вимагають або відділка коренів рівняння (2.7), або встановлення початкового наближення .

Для цього в практиці розрахунків виконують графічне рішення задачі (2.7), коли будують криві  $Q_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}})$  і  $P_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}})$ , знаходять точку їх перетину, яка буде відповідати початковому наближенню розрахункової температури ГШП (рис. 2.7).

Встановлена розрахунком температура ГШП має відповідати допустимим значенням. Якщо температурні обмеження не виконуються, то розглядаються варіанти з форсованим охолодженням, наприклад, з примусовим повітряним охолодженням шин ГШП.

Для цього способу охолодження методика розрахунку є аналогічною наведеною вище, але вона враховує збільшення потужності тепловіддачі в режимі вимушеної конвекції:

$$Q_{\text{кв}}(\theta_{\text{ГШП}}, w_{\text{в}}) = \alpha_{\text{кв}}(w_{\text{в}}, \theta_{\text{ГШП}}, \theta_{\text{ос}}) \cdot (\theta_{\text{ГШП}} - \theta_{\text{ос}}) \cdot F, \quad (2.8)$$

де розрахунок коефіцієнта тепловіддачі при вимушеній конвекції  $\alpha_{\text{кв}}(w_{\text{в}}, \theta_{\text{ГШП}}, \theta_{\text{ос}})$  виконують на основі узагальнених критеріальних залежностей п. 1.2 відповідно до даних [25], при заданій швидкості  $w_{\text{в}}$  потоку охолоджуючого повітря.

Треба звертати увагу на нижню границю значень швидкості повітря, яка при вільній конвекції, як правило, не перевищує  $0,1 \div 0,3$  м/с [61].

Для ГШП з примусовим повітряним охолодженням шин рівняння теплового балансу може бути отримане з (2.7) і (2.8) у вигляді

$$P_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}}, w_{\text{в}}) = Q_{\text{ГШП}}(\theta_{\text{ГШП}}) + Q_{\text{кв}}(\theta_{\text{ГШП}}, w_{\text{в}}). \quad (2.9)$$

Оскільки співвідношення (2.9) допускає безліч рішень, то, як правило, задають швидкість повітряного потоку, виходячи з потужності системи продувки (вентиляції ГШП), а потім, виконуються розрахунки температурних режимів ГШП і перевірку його нагріву по допустимим температурам.

Для реконструйованих ГШП допустимі температури шин можуть перевищувати  $90^{\circ}\text{C}$ , що є граничним для різних типів контактних з'єднань шин, крім їх зварних з'єднань. Тому для відводів ГШП, шини яких мають температуру понад  $90^{\circ}\text{C}$ , мають розраховуватися температурні режими з урахуванням водяного охолодження контактних з'єднань. Оскільки такі відводи ГШП мають довжину до  $3 \dots 4$  м, то можна вважати, що вони охолоджуються водою з торця.

Температура по довжині відводів ГШП не буде однаковою: з боку ГШП – максимальною, а з торців – близькою до температури охолоджуючої води. Максимальна температура шин відводів ГШП може бути визначена за методикою [25]

$$\theta_{\text{max}} = \frac{\theta_0 - \frac{n}{m^2}}{ch\left(m \frac{l}{2}\right)} + \frac{n}{m^2} \quad \text{при} \quad n^2 = \frac{\alpha_{\text{кв}} \nu}{\lambda F} - \frac{\beta q_{\text{в0}} \cdot 1,163}{\lambda} > 0, \quad (2.10)$$

$$\theta_{\max} = \frac{\theta_0 - \frac{n}{|m^2|}}{ch\left(|m|\frac{l}{2}\right)} + \frac{n}{|m^2|} \text{ при } m^2 < 0, \quad (2.11)$$

$$n = \frac{1,163q_{v_0}}{\lambda} + \frac{\alpha_k v}{\lambda F} t_{oc}, \quad q_{v_0} = 0.86k_{\Pi}k_{\delta}\rho \cdot j^2, \quad (2.12)$$

де  $\theta_0$  – температура закладення (з охолодженням контактів водою, °C);  $F$  – переріз, мм<sup>2</sup>;  $\rho$  – питомий опір, Ом·мм<sup>2</sup>/м;  $\alpha_k = 1,163$  Вт/м<sup>2</sup> °C – коефіцієнт конвективної тепловіддачі;  $\lambda = 393,09$  Вт/м°C – коефіцієнт теплопровідності;  $\beta = 0,004 \frac{1}{\text{°C}}$  – температурний коефіцієнт;  $j$  – щільність струму, А/мм<sup>2</sup>;  $l$  – довжина шин(стрічок), мм;  $v$  – периметр пакета, м;  $k_{\Pi}$  – коефіцієнт поверхневого ефекту;  $k_{\delta}$  – коефіцієнт близькості.

Вторинні струмовідводи, які за умовами експлуатації перебувають в зонах високих температур навколишнього середовища, як правило, мають водяне охолодження.

При водяному охолодженні тепловіддача трубчастих шин ГШП може бути визначена з виразу

$$Q_t = \alpha F \Delta\theta, \quad (2.13)$$

де

$$\alpha = 2300 + 1160W_b, \text{ Вт/(м}^2\text{°C)}, \quad (2.14)$$

$W_b$  – швидкість течії води, яка вибирається в межах 0,5...2,0 м/с;  $F$  – внутрішня поверхня труби;  $\Delta\theta$  – перепад температур між шиною ГШП і охолоджуючою водою.

Зазвичай розрахунки роблять, виходячи з прийнятої швидкості води  $W_b$ , і визначають  $\Delta\theta$  при тепловиділенні, що має місце в трубошинах.

Крім того, перевіряється температура на виході води:

$$\theta_{\text{вых}} = \theta_{\text{вх}} + \frac{P_t}{0,86 \frac{\pi d_b^2}{4} W_b \cdot 3600}, \quad (2.15)$$

де  $d_b$  – внутрішній діаметр трубошини;  $\theta_{\text{вх}}$  – температура води на вході.

Далі виконується гідравлічний розрахунок системи водяного охолодження, яка має забезпечити таку швидкість води, щоб температура на виході з трубошини ГШП не перевищувала 50°C.

Слід зазначити, що швидкість води у системі водяного охолодження трубошин має бути більше 0,5–1,0 м/с, щоб виключити «замулювання» трубчастих провідників [25].

Потім розраховуються втрати напору на ділянках системи охолодження, трубошин, гнучких шлангів, ліній подачі та скиду, манометричний напір і корисну потужність насосної установки системи водяного охолодження, повна потужність і прийнята електрична потужність насосів [39].

Форсовані системи охолодження (повітряні та водяні) мають задовольняти вимогам енергоефективності, які визначаються умовою мінімуму енерговитрат на охолодження

$$\min(P_{\Sigma_{охл j}}), \quad (2.16)$$

для

$$P_{\Sigma_{охл j}} = P_{охл j} \cdot N_{\max}, \quad (2.17)$$

де  $P_{охл j}$  – потужність електродвигунів вентиляторів або насосів системи охолодження, кВт;  $N_{\max}$  – час роботи ГШП при максимальному навантаженні, год.

На співвідношення (2.16)–(2.17) накладаються обмеження, що встановлені ПУЕ [54].

### 2.3 Розрахунок електротеплових режимів і охолодження однорядного шихтованого ГШП (приклад)

Розрахунок електротеплових режимів і охолодження виконується для однорядного шихтованого ГШП з 24 мідних шин перерізом 300×12 мм<sup>2</sup> в інтервалі струмового навантаження  $I_{\text{ГШП}} = 0 \div 100$  кА в структурі засобів MathCad в наступній послідовності.

Описується функція визначення діючих значень струмів в шинах ГШП в режимі максимального навантаження  $funI\_Cu_o(I) := |I|/\sqrt{2}$ , А.

За результатами електротеплового моделювання в COMSOL Multiphysics уводиться масив розподілу комплексних амплітуд струмів в шинах ГШП в режимі максимального навантаження (табл. 2.7).

Таблиця 2.7 – Розподіл комплексних амплітуд струмів в шинях ГШП в режимі максимального навантаження

№ шини	Амплітуда струму, А	№ шини	Амплітуда струму, А
1	$-2,995 \cdot 10^3 + 6,282i \cdot 10^3$	13	$-7,003 \cdot 10^3 + 1,007i \cdot 10^4$
2	$6,482 \cdot 10^3 - 1,078i \cdot 10^4$	14	$7,002 \cdot 10^3 - 1,007i \cdot 10^4$
3	$-7,094 \cdot 10^3 + 1,005i \cdot 10^4$	15	$-7,002 \cdot 10^3 + 1,007i \cdot 10^4$
4	$7,013 \cdot 10^3 - 1,009i \cdot 10^4$	16	$7,002 \cdot 10^3 - 1,006i \cdot 10^4$
5	$-6,998 \cdot 10^3 + 1,005i \cdot 10^4$	17	$-7,003 \cdot 10^3 + 1,008i \cdot 10^4$
6	$7,004 \cdot 10^3 - 1,009i \cdot 10^4$	18	$7,001 \cdot 10^3 - 1,006i \cdot 10^4$
7	$-7,001 \cdot 10^3 + 1,006i \cdot 10^4$	19	$-7,004 \cdot 10^3 + 1,009i \cdot 10^4$
8	$7,003 \cdot 10^3 - 1,008i \cdot 10^4$	20	$6,998 \cdot 10^3 - 1,005i \cdot 10^4$
9	$-7,002 \cdot 10^3 + 1,006i \cdot 10^4$	21	$-7,013 \cdot 10^3 + 1,009i \cdot 10^4$
10	$7,003 \cdot 10^3 - 1,007i \cdot 10^4$	22	$7,094 \cdot 10^3 - 1,005i \cdot 10^4$
11	$-7,002 \cdot 10^3 + 1,007i \cdot 10^4$	23	$-6,482 \cdot 10^3 + 1,078i \cdot 10^4$
12	$7,003 \cdot 10^3 - 1,007i \cdot 10^4$	24	$2,995 \cdot 10^3 - 6,282i \cdot 10^3$

За даними в табл. 2.7 розраховуються діючі значення струму в ГШП в режимі максимального навантаження та діючий струм ГШП

$$\Sigma I_{300\_12\_A} := \left( \left| \sum_{i=0}^{11} I_{300\_12\_A_{2,i}} \right| + \left| \sum_{i=0}^{11} I_{300\_12\_A_{2,i+1}} \right| \right) \cdot (1/2\sqrt{2}),$$

$$\Sigma I_{300\_12\_A} = 1,005 \times 10^5, \text{ А}$$

Розподіл діючих значень струмів наведено в табл. 2.8 і на рис. 2.1.

Таблиця 2.8 – Розподіл діючих значень струмів в шинях ГШП

№ шини	Діюче значення струму, А	№ шини	Діюче значення струму, А
1	$4,921 \cdot 10^3$	13	$8,673 \cdot 10^3$
2	$8,897 \cdot 10^3$	14	$8,671 \cdot 10^3$
3	$8,697 \cdot 10^3$	15	$8,675 \cdot 10^3$
4	$8,688 \cdot 10^3$	16	$8,669 \cdot 10^3$
5	$8,657 \cdot 10^3$	17	$8,677 \cdot 10^3$
6	$8,682 \cdot 10^3$	18	$8,666 \cdot 10^3$
7	$8,666 \cdot 10^3$	19	$8,682 \cdot 10^3$
8	$8,677 \cdot 10^3$	20	$8,657 \cdot 10^3$
9	$8,669 \cdot 10^3$	21	$8,688 \cdot 10^3$
10	$8,675 \cdot 10^3$	22	$8,697 \cdot 10^3$
11	$8,671 \cdot 10^3$	23	$8,897 \cdot 10^3$
12	$8,673 \cdot 10^3$	24	$4,921 \cdot 10^3$

За даними табл. 2.8 розраховується коефіцієнт додаткових втрат в ГШП

$$k_{\text{дн}} := \frac{\left( \sum_{i=0}^{11} |I_{300\_12\_A_{2i}}|^2 + \sum_{i=0}^{11} |I_{300\_12\_A_{2i+1}}|^2 \right)}{\left( \sum_{i=0}^{11} |I_{300\_12\_A_{2i}}| + \sum_{i=0}^{11} |I_{300\_12\_A_{2i+1}}| \right)^2} \cdot 24, \quad k_{\text{дн}} = 1,017.$$

За результатами електротеплового моделювання в COMSOL Multiphysics вводиться масив лінійної потужності тепловиділення в шинах ГШП в режимі максимальної навантаження, значення якої наведено в табл. 2.9 і відображено на рис. 2.2.

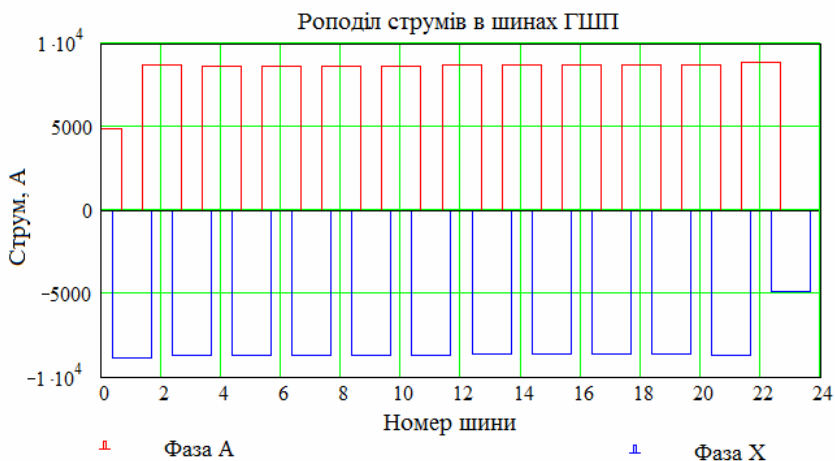


Рисунок 2.1 – Розподіл діючих струмів в шинах ГШП в режимі максимального навантаження

Таблиця 2.9 – Розподіл лінійної потужності тепловиділення в шинах ГШП

№ шини	Лінійна потужність тепловиділення, Вт/м	№ шини	Лінійна потужність тепловиділення, Вт/м
1	$4,921 \cdot 10^3$	13	$8,673 \cdot 10^3$
2	$8,897 \cdot 10^3$	14	$8,671 \cdot 10^3$
3	$8,697 \cdot 10^3$	15	$8,675 \cdot 10^3$
4	$8,688 \cdot 10^3$	16	$8,669 \cdot 10^3$

Продовження таблиці 2.9

№ шини	Лінійна потужність тепловиділення, Вт/м	№ шини	Лінійна потужність тепловиділення, Вт/м
5	$8,657 \cdot 10^3$	17	$8,677 \cdot 10^3$
6	$8,682 \cdot 10^3$	18	$8,666 \cdot 10^3$
7	$8,666 \cdot 10^3$	19	$8,682 \cdot 10^3$
8	$8,677 \cdot 10^3$	20	$8,657 \cdot 10^3$
9	$8,669 \cdot 10^3$	21	$8,688 \cdot 10^3$
10	$8,675 \cdot 10^3$	22	$8,697 \cdot 10^3$
11	$8,671 \cdot 10^3$	23	$8,897 \cdot 10^3$
12	$8,673 \cdot 10^3$	24	$4,921 \cdot 10^3$

За даними в табл. 2.9 розраховується лінійна потужність тепловиділення в ГШП

$$Q := \sum_{i=0}^{23} q_i, \quad Q = 1,266 \cdot 10^4, \text{ Вт/м.}$$



Рисунок 2.2 – Розподіл лінійної потужності тепловиділення в шинах ГШП в режимі максимального навантаження

Визначається функція температурної залежності лінійної потужності тепловиділення в ГШП (рис. 2.3)

$$Q_{гшп}(\delta, \theta) := Q \cdot \left[ \left( 0,1614255 \cdot 10^{-12} + 7,594255 \cdot 10^{-16} \cdot \theta \right) \cdot \delta^2 \right]$$

і функція температурної залежності коефіцієнта додаткових втрат в ГШП (рис. 2.4):

$$k_{\text{л}\Sigma}(\theta) := \frac{1,777 \cdot 10^{-9} + 8,3603 \cdot 10^{-12} \cdot \theta}{1,4308 \cdot 10^{-9} + 6,2208 \cdot 10^{-12} \cdot \theta}.$$

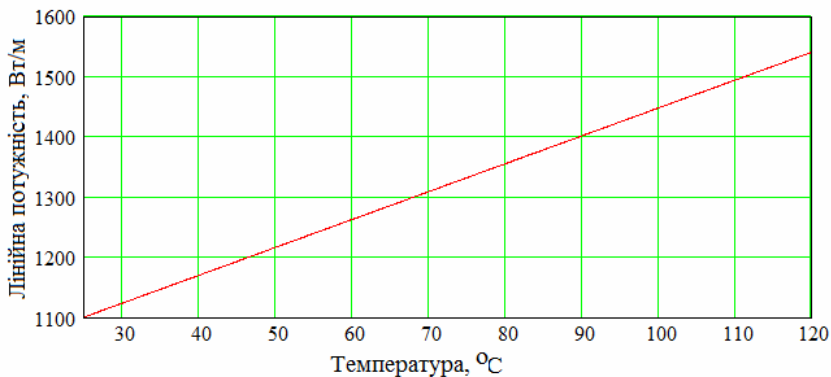


Рисунок 2.3 – Температурна залежність лінійної потужності ГШП режимі максимального навантаження

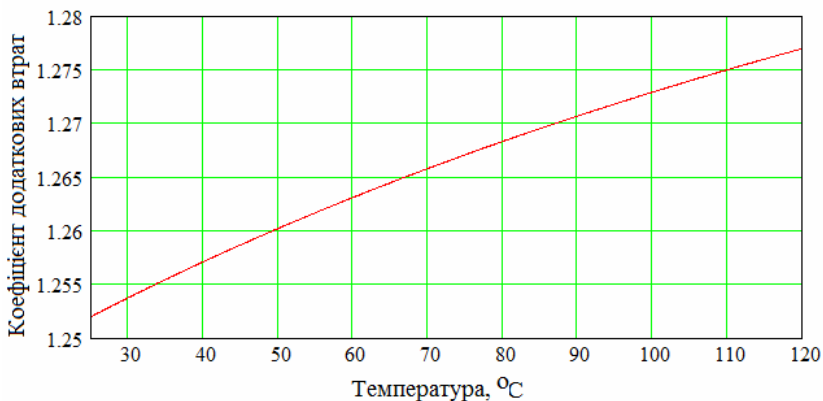


Рисунок 2.4 – Температурна залежність коефіцієнта додаткових втрат від температури ГШП

Задаються початкові дані для теплового розрахунку ГШП (табл. 2.9).

Таблиця 2.9 – Початкові дані

Число шин у пакеті	$n := 24$
Розміри поперечного перерізу шини, м	$a := 0,012$ , $b := 0,3$
Постійна випромінення	$\varepsilon := 0,7$
Коефіцієнт приведення поверхні опромінення (1-φ)	$(1 - \varphi) = 0,043$
Коефіцієнт, що залежить від висоти теплопровідної площини [25]	$\alpha := 1$
Температура навколишнього середовища, °C	$t_{oc} := 35$

Розраховуються поверхні теплообміну ГШП на довжині 1 м:

$$F_k := 4 \div (a + b) \cdot n, F_k := 29,952, \text{ м}^2$$

– поверхня конвективного теплообміну;

$$F_{опр} := (1 - \varphi)F_k, F_{опр} := 1,273, \text{ м}^2$$

– поверхня теплообміну опроміненням.

Задається опис функції потужності тепловіддачі опроміненням для ділянки ГШП довжиною 1 м:

$$Q_{опр}(\theta, \theta_{oc}) := 5,7 \cdot 10^4 \cdot \varepsilon \cdot \left[ \left( \frac{\theta + 273,15}{1000} \right)^4 - \left( \frac{\theta_{oc} + 273,15}{1000} \right)^4 \right] \cdot F_{опр}, \text{ Вт/м.}$$

Визначається функція потужності тепловіддачі конвекцією (вільна конвекція) для ділянки ГШП довжиною 1 м:

$$Q_k(\theta, \theta_{oc}) := 1,8 \cdot \alpha \cdot (\theta - \theta_{oc})^{1,25} \cdot F_k, \text{ Вт/м.}$$

Визначається функція повної потужності тепловіддачі ділянки ГШП довжиною 1 м

$$Q_{\Sigma}(\theta, \theta_{oc}) := Q_{опр}(\theta, \theta_{oc}) + Q_k(\theta, \theta_{oc}), \text{ Вт/м.}$$

Визначається функція середньої температури для навантаженої струмом ділянки ГШП довжиною 1 м

$$\theta_{\text{нагр}}(\delta, \theta_{\text{ос}}) := \text{root}(Q_{\text{ГШП}}(\delta, \theta) + Q_{\Sigma}(\theta, \theta_{\text{ос}}), \theta), \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Визначається середня температура навантаженої ділянки ГШП довжиною 1 м при навантаженні 88% і 100% від максимального струму

$$\theta_{\text{нагр\_Cu\_1}} := \theta_{\text{нагр}}\left(\frac{\Sigma I_{300\_12\_A} \cdot 0,88}{a \cdot b \cdot \frac{n}{2}}, \theta_{\text{ос}}\right), \quad \theta_{\text{нагр\_Cu\_2}} := \theta_{\text{нагр}}\left(\frac{\Sigma I_{300\_12\_A}}{a \cdot b \cdot \frac{n}{2}}, \theta_{\text{ос}}\right)$$

$$\theta_{\text{ос}} := 35, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad \theta_{\text{нагр\_Cu\_1}} = 89,753, \text{ } ^\circ\text{C}, \quad \theta_{\text{нагр\_Cu\_2}} = 135,446, \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Графічне відображення результатів розрахунків наведено на рис. 2.5.

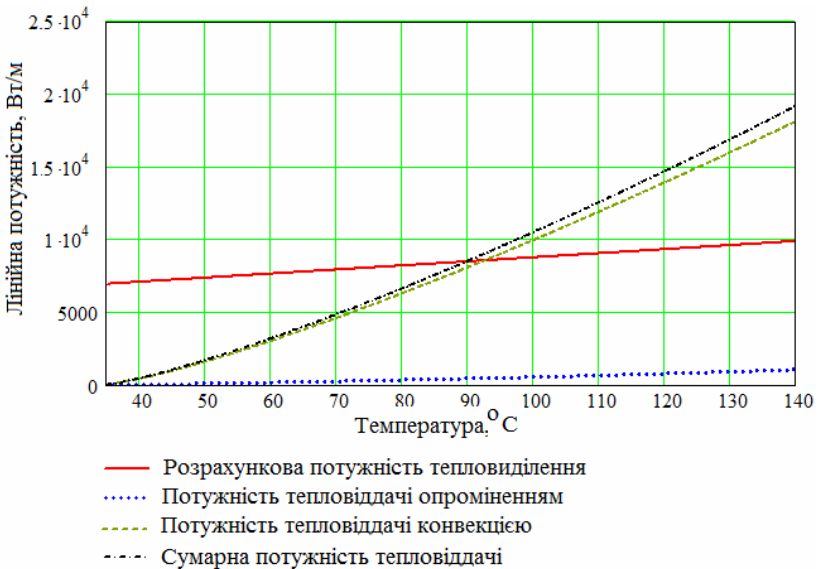


Рисунок 2.5 – Середня температура ГШП при завантаженні 88% і природному охолодженні

Задається масив даних для ідентифікації температурної залежності кінематичної в'язкості повітря по даним табл. 2.10 [50]

Таблиця 2.10 – Кінематична в'язкість повітря [50]

t, °C	Кінематична в'язкість повітря, $\nu_t \times 10^{-5} \text{ м}^2/\text{с}$
10	1,416
20	1,506
30	1,6
40	1,696
50	1,795
60	1,897
70	2,002
80	2,109
90	2,21
100	2,313

Визначається функція кубічної сплайн – інтерполяції температурної залежності кінематичної в'язкості повітря

$$\nu(\theta) := \begin{cases} \nu_T \leftarrow \text{cspline}(\nu_T^{(0)}, \nu_T^{(1)}) \\ \nu \leftarrow \text{interp}(\nu_T, \nu_T^{(0)}, \nu_T^{(1)}, \theta), \text{ м}^2/\text{с}. \\ \nu \end{cases}$$

Графічне відображення залежності кінематичної в'язкості повітря від температури, що описана функцією кубічної сплайн – інтерполяції наведено на рис. 2.6.

Визначається функція критерію Рейнольдса [50]

$$\text{Re}(w_0, \theta) := w_0 \cdot \frac{b}{\nu(\theta)}.$$

та функція критерію Нуссельта [50]

$$\text{Nu}(w_0, \theta) := 0,032 \cdot \text{Re}(w_0, \theta)^{0,8}.$$

Задається масив даних для ідентифікації температурної залежності коефіцієнта теплопровідності повітря (табл. 2.11) [50].

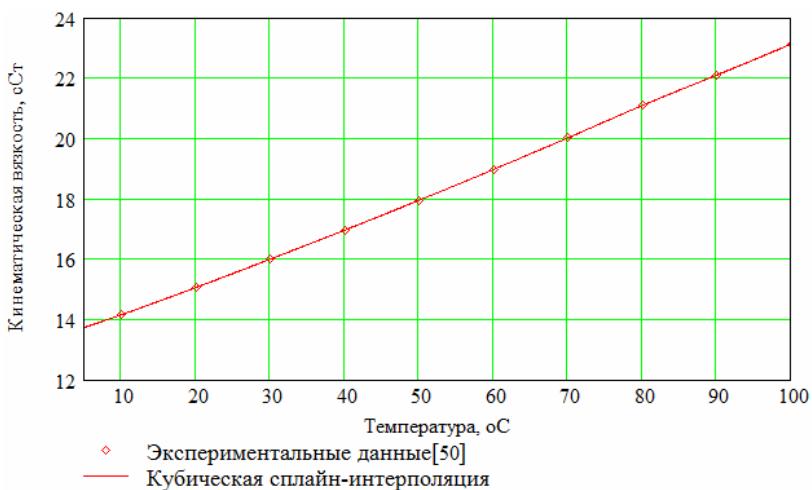


Рисунок 2.6 – Температурна залежність кінематичної в'язкості повітря

Таблиця 2.11 – Масив даних для визначення температурної залежності коефіцієнта теплопровідності повітря

$t, ^\circ\text{C}$	Коефіцієнт теплопровідності повітря $\lambda_t, \text{Вт/м}\cdot^\circ\text{C}$
10	0,025
20	0,026
30	0,027
40	0,028
50	0,028
60	0,029
70	0,03
80	0,03
90	0,031
100	0,032

Визначається функція кубічної сплайн-інтерполяції температурної залежності коефіцієнта теплопровідності повітря кубічними сплайнами (рис. 2.7)

$$\lambda(\theta) := \begin{cases} \nu \lambda_T \leftarrow \text{cspline}(\lambda_T^{(0)}, \lambda_T^{(1)}) \\ \lambda \leftarrow \text{interp}(\nu \lambda_T, \lambda_T^{(0)}, \lambda_T^{(1)}, \theta), \text{ Вт/м} \cdot \text{°C}. \\ \lambda \end{cases}$$

Графічне відображення залежності коефіцієнта теплопровідності повітря від температури, що описана функцією кубічної сплайн – інтерполяції наведено на рис. 2.7.

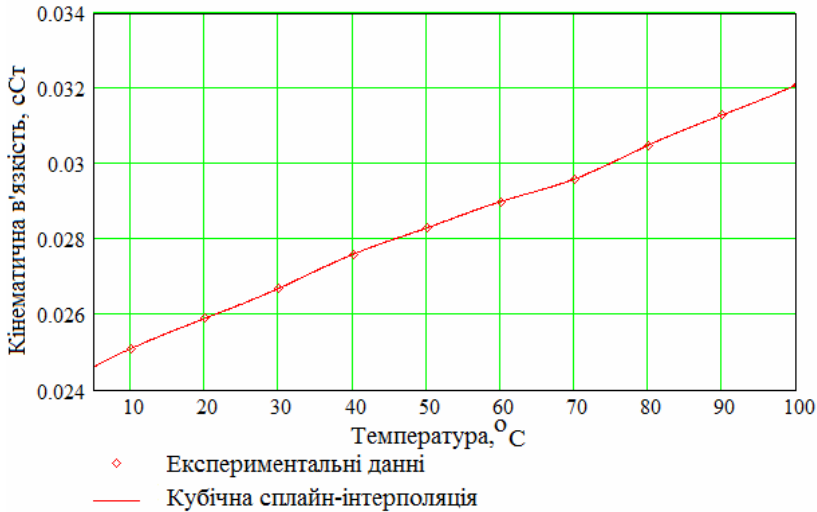


Рисунок 2.7 – Температурна залежність кінематичної в'язкості повітря

Задається функція для коефіцієнта теплообміну в режимі вимушеної конвекції при продувці ГШП [50]

$$\alpha_0(w, \theta) := 0,032 \cdot \text{Re}(w, \theta)^{0,8} \frac{\lambda(\theta)}{b}, \text{ Вт/м}^2 \cdot \text{°C}.$$

Задається функція потужності тепловіддачі вимушеної конвекцією ділянки ГШП довжиною 1 м

$$Q_{\text{КВ}}(w, \theta, \theta_{\text{oc}}) := \alpha_0(w, \theta) \cdot (\theta - \theta_{\text{oc}}) \cdot F_{\text{к}}, \text{ Вт}.$$

Задається функція сумарної потужності тепловіддачі вимушеною конвекцією ділянки ГШП довжиною 1 м

$$Q_{\Sigma B}(w, \theta, \theta_{oc}) := Q_{опр}(\theta, \theta_{oc}) + Q_{к}(\theta, \theta_{oc}) + Q_{KB}(w, \theta, \theta_{oc}), \text{ Вт.}$$

Задається функція для визначення середньої температури навантаженої струмом ділянки ГШП довжиною 1 м (вимушена конвекція)

$$t_{нагр_в}(w, \theta, \theta_{oc}) := \text{root}(Q_{гшп}(\delta, \theta) - Q_{\Sigma B}(w, \theta, \theta_{oc}), \theta), \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Визначається середня температура навантаженої ділянки ГШП довжиною 1 м (рис. 2.8, 2.9)

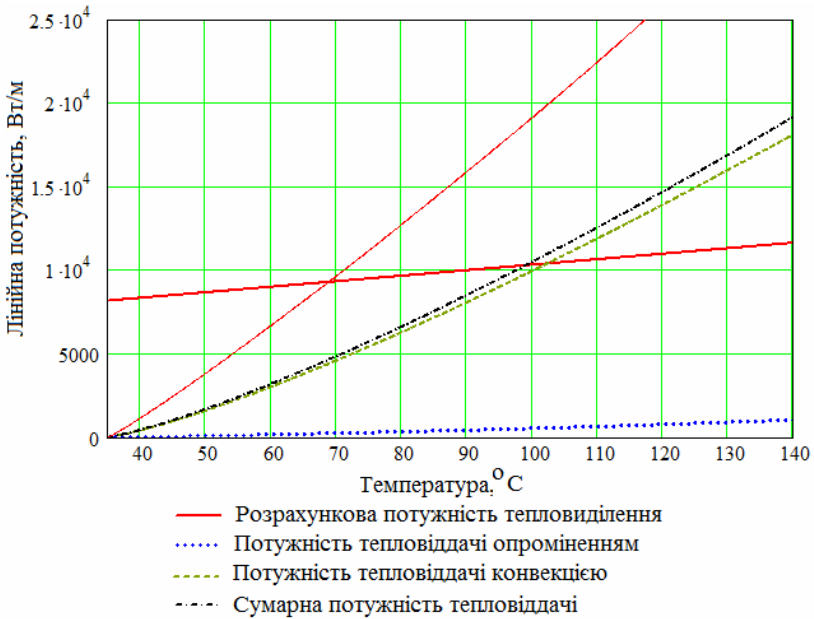


Рисунок 2.8 – Середня температура ГШП при завантаженні 88% і охолодженні в режимі вимушеної конвекції

$$\theta_{\text{нагр\_Cu\_B1}} := \theta_{\text{нагр}} \left( 0.6, \frac{\Sigma I_{300\_12\_A} \cdot 0.88}{a \cdot b \cdot \frac{n}{2}}, 35 \right),$$

$$\theta_{\text{нагр\_Cu\_B2}} := \theta_{\text{нагр}} \left( 0.6, \frac{\Sigma I_{300\_12\_A}}{a \cdot b \cdot \frac{n}{2}}, 35 \right),$$

$$\theta_{\text{нагр\_Cu\_B1}} = 68,7, \text{ } ^\circ\text{C}, \text{ } \theta_{\text{нагр\_Cu\_B2}} = 98,75, \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Задається масив температур навколишнього середовища (табл. 2.12) і розраховуються температурні режими (рис. 2.10, 2.11).

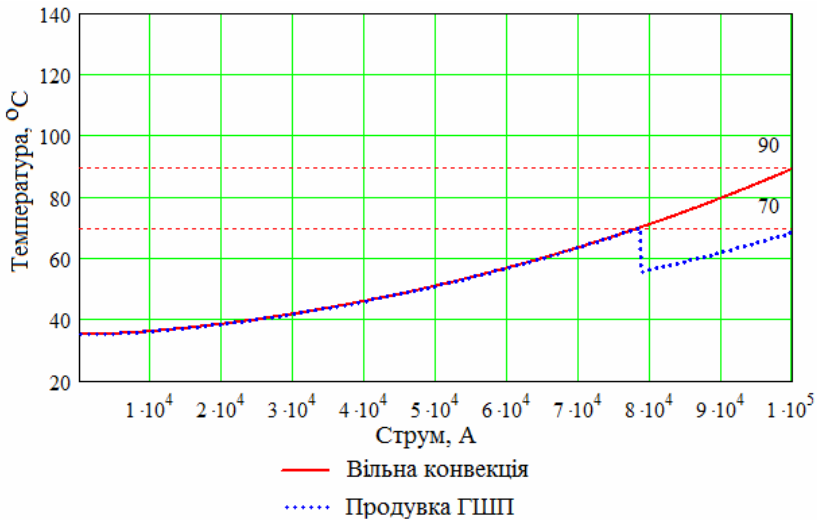


Рисунок 2.9 – Середня температура ГШП при завантаженні 88% і охолодженні в режимах вільної і вимушеної конвекції

Таблиця 2.12 – Нормовані температури навколишнього середовища

$t_{\text{ос}}, \text{ } ^\circ\text{C}$	-5	0	5	10	15	20	25	30	35	40
--	----	---	---	----	----	----	----	----	----	----

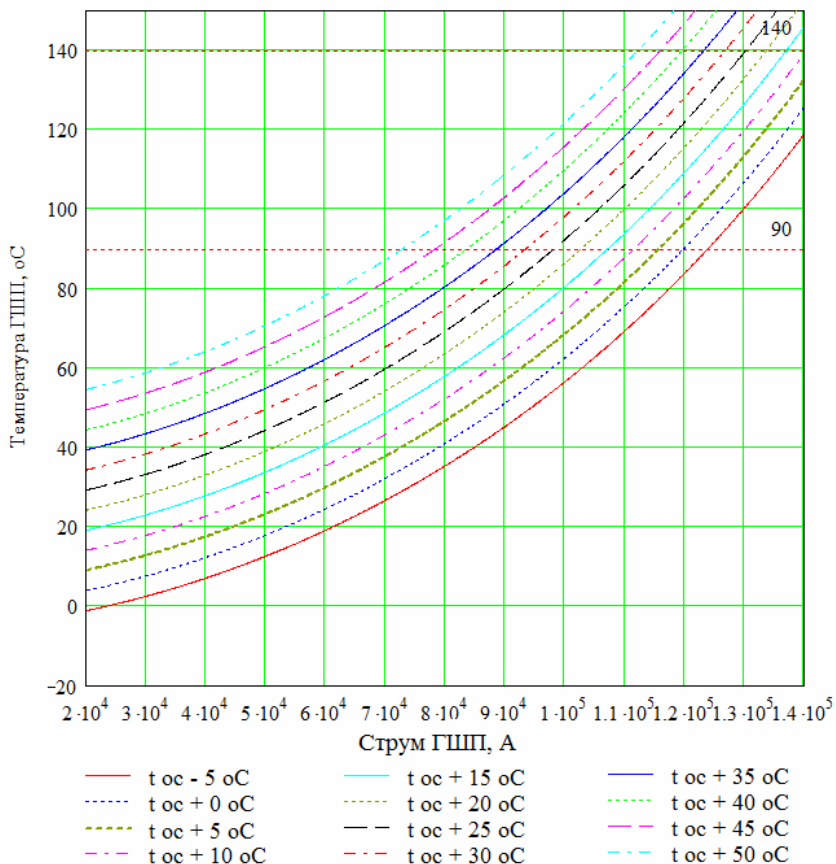


Рисунок 2.10 – Розрахункові температурні режими роботи ГПП при зміні струмового навантаження і температури навколишнього середовища (вільна конвекція)

Розраховуються граничні струмові навантаження ГПП для масиву температур навколишнього середовища при  $\theta_{\max} = 140$ , °С (табл. 2.13).

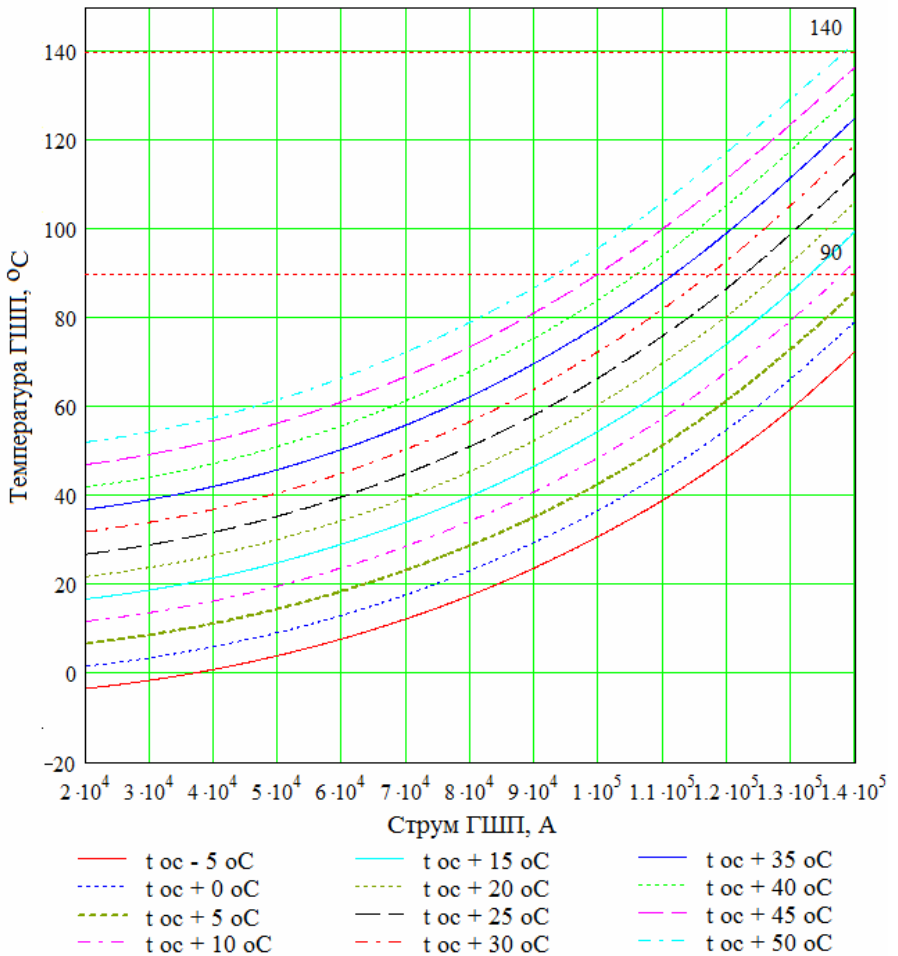


Рисунок 2.11 – Розрахункові температурні режими роботи ГШП при зміні струмового навантаження і температури навколишнього середовища (продування ГШП)

Розраховується об'ємна витрата охолоджуючого повітря при продувці ГШП

$$Q_w := w \cdot \delta \cdot a \cdot (n+1) \cdot L \cdot 3600 ,$$

$$Q_W = 5,535 \cdot 10^4, \text{ м}^3/\text{ч}.$$

Визначається статичний тиск для повітророзподільника

$$H_{\text{ст}} := \left( \frac{w}{4,04 \cdot \mu} \right)^2 \cdot 9,8, \quad H_{\text{ст}} = 0,562, \text{ Па}.$$

Розраховується повний тиск на вході повітророзподільника

$$H_{\text{п}} := 740 + H_{\text{ст}}, \quad H_{\text{п}} = 740,562, \text{ Па}.$$

Вибирається число вентиляторів для продувки ГШП  $k_v := 6$ .

Розраховується об'ємна витрата охолоджуючого повітря при продуванні ГШП на 1 вентилятор

$$Q_W / k_v = 9.225 \cdot 10^3, \text{ м}^3/\text{ч}.$$

Вибирається вентилятор типу ВЦ 4-75-6,3 з двигуном АР100L4, потужністю 4,0 кВт, частотою обертання вала  $n_1=1500$  об / хв., частотою обертання робочого колеса  $n_1=1500$  об / хв., продуктивністю 9400 м<sup>3</sup>/год., повним тиском 870 Па, масою (без двигуна) 136 кг, з 5 віброізоляторами типу до 40.

Розраховується встановлена потужність електродвигунів.

$$N_{\text{дΣ}} := k_v \cdot N_{\text{д}}; \quad N_{\text{дΣ}} := 24, \text{ кВт}$$

Таблиця 2.13 – Граничні струмові навантаження ГШП

t, °C	Струмові навантаження, А	
	с продувкою	без продувки
-5	$1,382 \cdot 10^5$	$1,808 \cdot 10^5$
0	$1,353 \cdot 10^5$	$1,772 \cdot 10^5$
5	$1,323 \cdot 10^5$	$1,736 \cdot 10^5$
10	$1,293 \cdot 10^5$	$1,7 \cdot 10^5$
15	$1,263 \cdot 10^5$	$1,663 \cdot 10^5$
20	$1,232 \cdot 10^5$	$1,625 \cdot 10^5$
25	$1,2 \cdot 10^5$	$1,587 \cdot 10^5$

30	$1,168 \cdot 10^5$	$1,548 \cdot 10^5$
35	$1,136 \cdot 10^5$	$1,508 \cdot 10^5$
40	$1,103 \cdot 10^5$	$1,467 \cdot 10^5$
45	$1,069 \cdot 10^5$	$1,426 \cdot 10^5$
50	$1,034 \cdot 10^5$	$1,383 \cdot 10^5$

## 2.4 Моделювання електротеплових режимів та охолодження ГШП секції печей графітації змінного струму

Розглядається шихтований однорядний ГШП з 24 мідних шин перерізом  $\text{мм}^2$ . Результати моделювання наведені на рис. 2.12. З рис. 2.12 видно, що силові лінії векторного магнітного потенціалу замикаються на значній відстані від кордонів шин ГШП [104]. Ця особливість вимагатиме застосування спеціальних конструктивних рішень: установка магнітних екранів, металоконструкцій з маломагнітної сталі, що забезпечують зниження втрат в металоконструкціях ГШП.

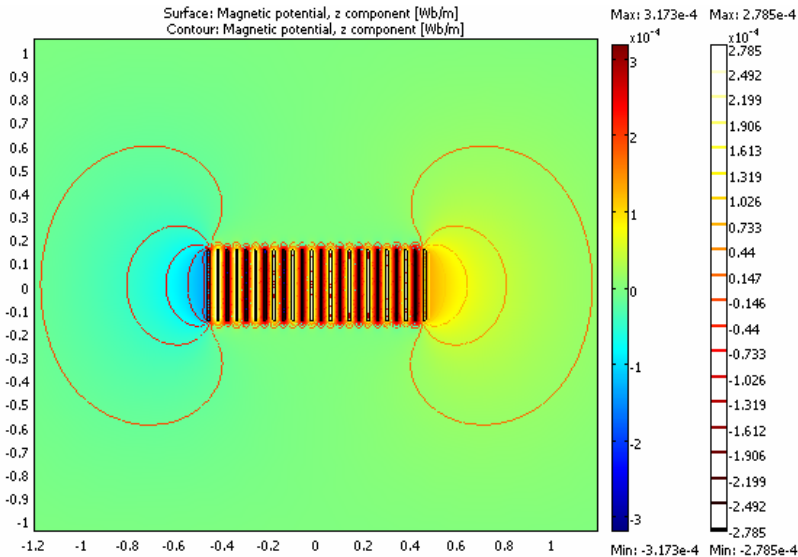


Рисунок 2.12 – Розподіл векторного магнітного потенціалу в однорядному ГШП з мідними шинами перетином  $300 \times 10 \text{ мм}^2$

Щільність струму розподіляється нерівномірно (рис. 2.13, 2.14)

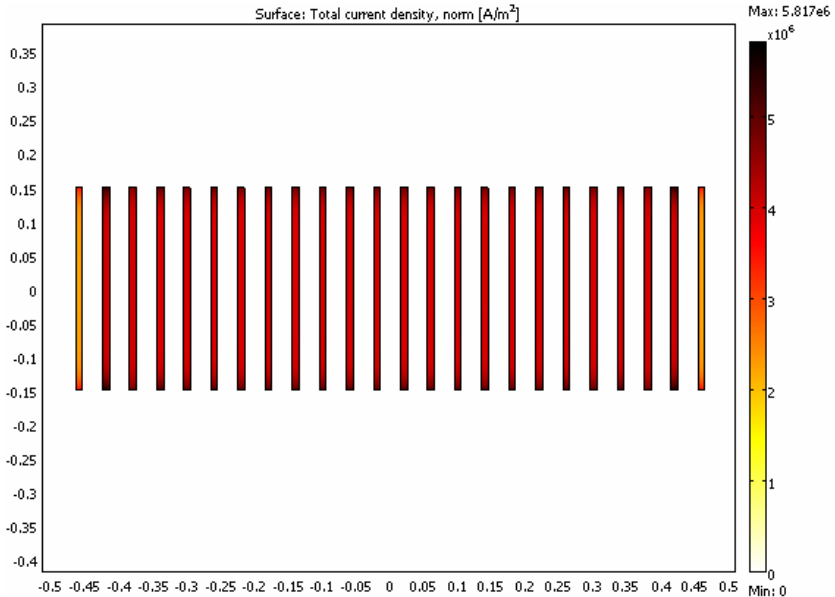


Рисунок 2.13 – Розподіл щільності струму в однорядних пакетах мідних шин перерізом 300×10 мм<sup>2</sup>

Максимальне значення щільності струму в шинах товщиною 12 мм при струмі 100 кА досягає  $6,056 \times 10^6$  А/м<sup>2</sup> (рис. 2.13), що викликає надмірний нагрів шин при природному охолодженні. Коефіцієнт нерівномірності розподілу щільності струму [104]

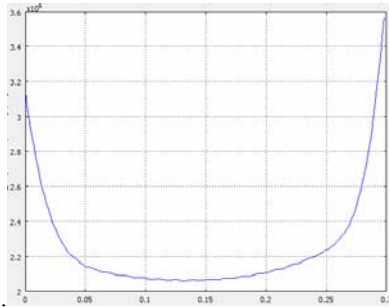
$$k_{npJ} = J_{\max} / J_{\min}$$

досягає 1,75 – для зовнішніх мідних шин товщиною 12 мм і 1,49 – для другої від зовнішньої шини; 1,31 – для третьої від зовнішньої і наступних шин, відповідно (рис. 2.15). Цей розподіл є симетричним у перетині пакету (рис. 2.14).

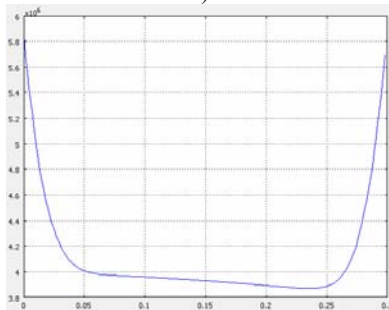
Коефіцієнт нерівномірності розподілу струмів по шинах [104]

$$k_{npI} = I_{\max} / I_{\min}$$

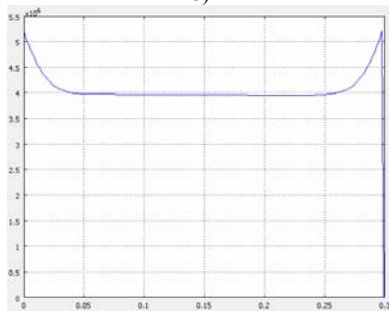
становить 1,78 для мідних шин товщиною 12 мм.



а)



б)



в)

а – зовнішня шина, б – друга від зовнішньої шини,  
в – третя від зовнішньої шини

Рисунок 2.14 – Розподіл щільності струму в мідних шинах  
перетином  $300 \times 12 \text{ мм}^2$

За даними моделювання температура мідних шин при охолодженні випромінюванням і природною конвекцією і температурі навколишнього середовища  $t_{oc} = 35^{\circ}\text{C}$ , струмового навантаженні 100 кА становить 379,23 К або 106,1 °C (рис. 2.15).

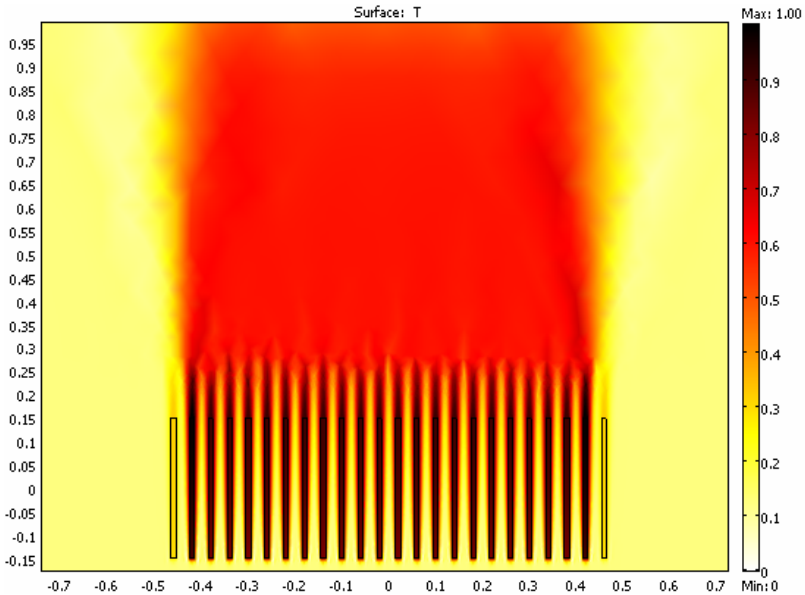


Рисунок 2.15 – Температурне поле у поперечному перерізі шихтованого однорядного ГШП з 24 мідними шинами перетином  $300 \times 12 \text{ мм}^2$

За методикою розділу 2.1 при температурі навколишнього середовища  $t_{oc} = 35^{\circ}\text{C}$  і чинному значенні струму ГШП 100 кА робоча температура шихтованого однорядного ГШП з 24 мідних шин перерізом  $\text{мм}^2$  досягає  $105^{\circ}\text{C}$ . Абсолютна похибка методики розділу 1.1 становить  $1,1^{\circ}\text{C}$ , а відносна похибка – менше 2%, що дозволяє вважати результати розрахунків достовірними.

При температурі навколишнього середовища  $t_{oc} = 35^{\circ}\text{C}$  і чинному значенні струму ГШП, рівному 88 кА, робоча температура ГШП складе  $90^{\circ}\text{C}$ , тобто буде допустимою. При максимального струмового навантаженні 100 кА і  $t_{oc} = 25^{\circ}\text{C}$  температура ГШП складе  $93^{\circ}\text{C}$ , що досить близько до допустимого значення, рівному  $90^{\circ}\text{C}$ .

Для робочої температури шин  $90^{\circ}\text{C}$  струм ГШП дорівнює 98,2 кА при  $t_{oc} = 25^{\circ}\text{C}$ , 88,65 кА при  $t_{oc} = 35^{\circ}\text{C}$  і 72,94 кА при  $t_{oc} = 50^{\circ}\text{C}$

(рис. 2.15). При продуванні ГШП зі швидкістю потоку повітря 0,6 м/с, температурі шин 90°C струм ГШП дорівнює 122,7 кА при  $t_{oc} = 25^\circ\text{C}$ , 111,7 кА при  $t_{oc} = 35^\circ\text{C}$  і 93,47 кА при  $t_{oc} = 50^\circ\text{C}$  (рис. 2.16).

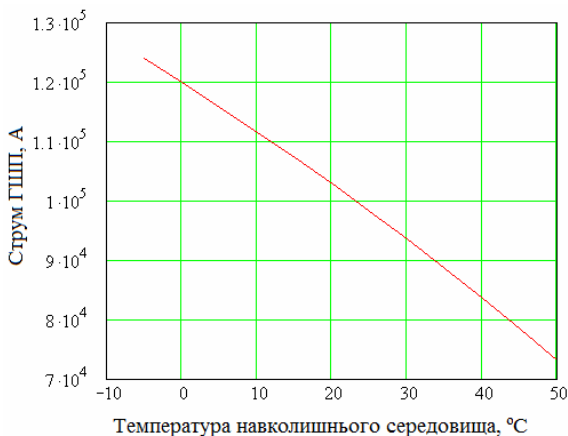


Рисунок 2.16 – Максимальний струм навантаження однорядного ГШП з 24 мідними шинами перетином  $300 \times 12 \text{ мм}^2$  при  $\theta_{\text{доп}} = 90^\circ\text{C}$

З урахуванням поправочного коефіцієнта максимальне струмове навантаження буде дорівнює 88 кА при  $t_{oc} = 35^\circ\text{C}$ , температура ГШП складе  $90^\circ\text{C}$ , а втрати активної потужності на одиницю довжини ГШП – 8941,39 Вт/м або 11,589 Вт/кг без продування ГШП повітрям. При продуванні ГШП повітрям зі швидкістю 0,6 м/с ці ж параметри складуть 7876 Вт/м і 10,208 Вт/кг, відповідно, при встановленій потужності двигунів вентиляторів обдування рівній 24 кВт.

## **3 МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ СТРУМІВ КОРОТКОГО ЗАМИКАННЯ ГШП СЕКЦІЙ ПЕЧЕЙ ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ**

### **3.1 Загальні положення методики розрахунку**

Щоб визначити розрахунковий струм короткого замикання для вибору або перевірки електричного обладнання і провідників за умовами короткого замикання, необхідно наперед вибрати розрахункові умови, що відповідають вимогам ПУЕ [54], зокрема розрахункову схему електротехнічного комплексу (електроустановки), розрахунковий вид короткого замикання, розрахункову точку короткого замикання і розрахункову тривалість короткого замикання.

Розрахункова схема, як правило, включає в себе всі елементи електротехнічного комплексу секції печей графітації змінного струму і сусідньої частини енергосистеми, відповідно до умов, передбачених тривалою роботою електротехнічного комплексу з перспективою не менш ніж 5 років після введення його в експлуатацію [40].

В окремих випадках, розрахункова схема може містити не всі елементи електротехнічного комплексу, якщо при цьому розрахунком доведена можливість існування більш важких розрахункових умов.

При перевірці на термічну стійкість провідників розрахунковим видом КЗ може бути двофазне КЗ, якщо воно обумовлює більший нагрів провідників, ніж при трифазному КЗ.

Розрахункова точка КЗ знаходиться безпосередньо з одного чи з іншого боку від розглянутого елемента електроустановки в залежності від того, коли для нього створюються найбільш важкі умови в режимі КЗ. Випадки подвійних коротких замикань на землю допускається в загальному випадку не враховувати.

У закритих розподільних пристроях перевіряються провідники та електричні апарати, що розташовані до реактора на реактивованих лініях, якщо розрахункова точка КЗ знаходиться за реактором, якщо вони відділені від збірних шин роздільними полками, а реактор знаходиться в тому ж будинку і всі з'єднання від реактора до збірних шин виконані шинами.

При перевірці провідників ГШП на термічну стійкість як розрахункову тривалість КЗ слід приймати суму часів дії струмового захисту (з урахуванням дії АПВ) найближчого до місця КЗ вимикача і повного часу вимкнення цього вимикача. При наявності зони нечутливості в основному захисту – за сумою часів дії захисту, який реагує на КЗ у зазначеній зоні, і повного часу вимкнення вимикача приєднання.

Допускаються спрощені методи розрахунків струмів КЗ, якщо їх похибка не перевищує 10% [40].

Розрахунку для вибору та перевірки електрообладнання за умов КЗ підлягають [40]:

- 1) початкове значення періодичної складової струму КЗ;
- 2) аперіодична складова струму КЗ;
- 3) ударний струм КЗ;
- 4) діюче значення періодичної складової струму КЗ в довільний момент часу, аж до розрахункового часу розмикання пошкодженого кола.

Для інших цілей, розрахунку підлягають максимальне і мінімальне значення періодичної складової струму в місці КЗ в початковий і довільний момент часу, аж до розрахункового часу розмикання пошкодженого кола.

При розрахунках струмів КЗ в електроустановках до 1 кВ, до яких відносяться секції печей графітації змінного струму, необхідно враховувати [40]:

- 1) індуктивні опори всіх елементів короткозамкнутою ланцюга, включаючи силові трансформатори, провідники, трансформатори струму, реактори, струмові котушки автоматичних вимикачів;

- 2) активні опори елементів короткозамкнутою ланцюга;

- 3) активні опори різних контактів і контактних з'єднань.

При розрахунках струмів КЗ рекомендується враховувати [40]:

- 1) опір електричної дуги в місці КЗ;

- 2) зміну активного опору провідників короткозамкнутою кола внаслідок їх нагрівання при КЗ;

- 3) вплив комплексного навантаження на струм КЗ, якщо номінальний струм навантаження перевищує 1,0% початкового значення періодичної складової струму КЗ, розрахованого без урахування навантаження.

При розрахунках струмів КЗ допускається [40]:

- 1) максимально спрощувати і еквівалентувати всю зовнішню мережу по відношенню до місця КЗ та індивідуально враховувати тільки автономні джерела електроенергії, які безпосередньо примикають до місця КЗ;

- 2) не враховувати струм намагнічування трансформаторів;

- 3) не враховувати насичення магнітних систем;

- 4) приймати коефіцієнти трансформації трансформаторів рівними відношенню середніх номінальних напруг тих ступенів напруги мереж, які пов'язують трансформатори. При цьому слід використовувати таку шкалу середніх номінальних напруг: 37; 24; 20; 15,75; 13,8; 10,5; 6,3; 3,15; 0,69; 0,525; 0,4; 0,23 кВ .

Струми КЗ в електроустановках напругою до 1 кВ рекомендується розраховувати в іменованих одиницях [40].

При складанні еквівалентних схем заміщення параметри елементів вихідної розрахункової схеми слід приводити до ступені напруги мережі, на якій знаходиться точка КЗ, а активні та індуктивні опори всіх елементів схеми заміщення виражати в мілліомах.

При розрахунку струмів КЗ в електроустановках, що отримують живлення безпосередньо від мережі енергосистеми, допускається вважати, що понижувальні трансформатори підключені до джерела незмінної по амплітуді напруги через еквівалентний індуктивний опір системи. Значення цього опору ( $x_c$ ) в мілліомах, приведені до ступені нижчого напруги мережі, розраховують за формулою [40]:

$$x_c = \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{\sqrt{3} I_{\text{к.ВН}} U_{\text{ср.ВН}}} = \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{S_{\text{к}}} \cdot 10^{-3}, \quad (3.1)$$

де  $U_{\text{ср.НН}}$  – середня номінальна напруга мережі, що підключена до обмотки нижчої напруги трансформатора, В;  $U_{\text{ср.ВН}}$  – середня номінальна напруга мережі, що підключена до обмотки вищої напруги трансформатора, В;  $I_{\text{к.ВН}} = I_{\text{по ВН}}$  – діюче значення періодичної складової струму при трифазному КЗ у виводах обмотки вищої напруги трансформатора, кА;  $S_{\text{к}}$  – умовна потужність короткого замикання у виводах обмотки вищої напруги трансформатора, МВА.

При відсутності вказаних даних еквівалентний індуктивний опір системи в мілліомах допускається розраховувати за формулою [40]:

$$x_c = \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{\sqrt{3} I_{\text{откл.ном}} U_{\text{ср.ВН}}}, \quad (3.2)$$

де  $I_{\text{откл.ном}}$  – номінальний струм відключення вимикача, установлений на стороні вищої напруги кола понижувального трансформатора.

У випадках, коли понижувальний трансформатор підключений до мережі через кабельну лінію, необхідно враховувати не тільки індуктивні, але і активні опори цих елементів.

### 3.2 Складання розрахункової схеми

Щоб визначити розрахунковий струм КЗ з метою вибору або перевірки електричних апаратів і провідників за умовами короткого зами-

кання, необхідно заздалегідь вибрати розрахункові умови, що відповідають вимогам ПУЕ, зокрема розрахункову схему електроустановки.

Вибір цієї схеми слід проводити з урахуванням можливих електричних схем відповідної електроустановки при різних тривалих режимах її роботи, включаючи ремонтні і після аварійні режими, а також з урахуванням електричної віддаленості різних джерел енергії від розрахункової точки КЗ.

Відповідно до [43] всі короткі замикання поділяються на віддалені і близькі. Зазвичай під електричною віддаленістю розрахункової точки КЗ від будь-якого джерела енергії розуміють приведенне до номінальної потужності і номінальному напрузі джерела зовнішній опір, який включено між джерелом і точкою КЗ в момент виникнення КЗ. Такий спосіб оцінки віддаленості застосовується в тих випадках, коли різні джерела енергії пов'язані з розрахунковою точкою КЗ незалежно один від одного.


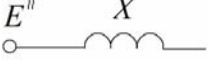
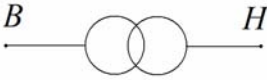
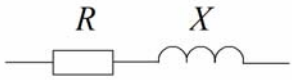
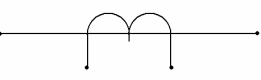



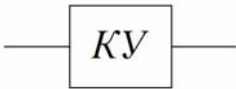
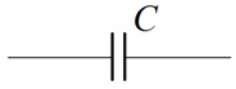
Якщо параметри трансформаторів та інших елементів найбільш віддаленої від точки КЗ частини електроенергетичної системи невідомі, то цю частину системи допускається представляти на вихідній розрахунковій схемі у вигляді одного джерела енергії з незмінною по амплітуді ЕРС та результируючим еквівалентним індуктивним опором. Врахування або неврахування в розрахунковій схемі інших елементів енергосистеми залежить від необхідної точності розрахунків струму КЗ, розрахункового часу КЗ, застосованого методу розрахунку та інших факторів.

### 3.3 Складання схеми заміщення

При розрахунку струмів КЗ аналітичним методом слід попередньо по вихідній розрахунковій схемі скласти відповідну схему заміщення. При цьому опорю всіх елементів схеми і ЕРС джерел енергії можуть бути виражені як у іменованих, так і у відносних одиницях. Схеми заміщення різних елементів розрахункової схеми приведені в табл. 3.1 [48].

Якщо відомі фактичні при прийнятих вихідних умовах коефіцієнти трансформації всіх трансформаторів і автотрансформаторів розрахункової схеми, то складання схеми заміщення слід проводити з урахуванням цих коефіцієнтів. Якщо ж фактичні коефіцієнти трансформації частини трансформаторів і автотрансформаторів невідомі, то допускається при складанні схеми заміщення зазначені коефіцієнти враховувати наближено, приймаючи їх рівними відношенню середніх номінальних напруг мереж, пов'язаних цими трансформаторами і автотрансформаторами. При цьому рекомендується використовувати таку шкалу середніх номінальних напруг мереж  $U_{\text{ср.ном}}$ , кВ: 0,23; 0,4; 0,525; 0,69; 3,15; 6,3; 10,5; 13,8; 15,75; 18; 20; 24; 27; 37; 115; 154; 230; 340; 515; 770; 1175 [40, 41].

Таблиця 3.1 – Схеми заміщення елементів розрахункової схеми

Найменування	Початкова схема	Схема заміщення
Енергосистема		
Двообмотковий трансформатор		
Трансформатор струму		
Кабельна лінія, шинопровід		
Компенсуючий пристрій		

При вираженні параметрів елементів еквівалентної схеми заміщення в іменованих одиницях з приведенням параметрів різних елементів вихідної розрахункової схеми до вибраної базової (базисної) ступені напруги мережі і з урахуванням фактичних коефіцієнтів трансформації силових трансформаторів і автотрансформаторів наведені значення ЕРС джерел енергії та опорів різних елементів схеми слід визначати за формулами [48]:

$$\overset{\circ}{E} = E n ; \quad (3.3)$$

$$\overset{\circ}{Z} = \underline{Z} n^2 , \quad (3.4)$$

де  $E$  і  $\underline{Z}$  – істинні значення ЕРС джерела енергії та опорів будь-якого елемента вихідної розрахункової схеми;  $\overset{\circ}{E}$  і  $\overset{\circ}{Z}$  – їх приведені значення;  $n$  – коефіцієнт трансформації трансформатора між ступінню напруги мережі, де знаходяться елементи з підлягаючими приведенню ЕРС  $E$  і опором  $\underline{Z}$ , і основною ступінню напруги.

Якщо ЕРС джерела енергії та опір будь-якого елемента розрахункової схеми виражені у відносних одиницях при номінальних умовах (тобто ЕРС при номінальній напрузі  $U_{\text{НОМ}}$ , а опір – при номінальній напрузі і номінальній потужності  $S$ ), то значення відповідної ЕРС і опору, приведені до основної ступені напруги мережі, слід визначати за формулами [48]:

$$\overset{\circ}{E} = E_{* (\text{НОМ})} U_{\text{НОМ}} n ; \quad (3.5)$$

$$\overset{\circ}{Z} = \frac{Z_{* (\text{НОМ})} U_{\text{НОМ}}^2}{S_{\text{НОМ}}} n^2 , \quad (3.6)$$

де  $E_{* (\text{НОМ})}$  и  $Z_{* (\text{НОМ})}$  – значення ЕРС джерела енергії та опору елемента

розрахункової схеми у відносних одиницях при номінальних умовах.

При вираженні параметрів елементів еквівалентної схеми заміщення у відносних одиницях з приведенням параметрів різних елементів вихідної розрахункової схеми до базисних умов і з урахуванням фактичних коефіцієнтів трансформації силових трансформаторів і автотрансформаторів необхідно:

1) задатися базисної потужністю  $S_6$  і для однієї із ступенів напруги вихідної розрахункової схеми, прийнятої за основну, вибрати базисне напруга  $U_{6,\text{осн}}$ ;

2) визначити базисні напруги інших ступенів напруги розрахункової схеми, використовуючи формулу [48]:

$$U_{6N} = \frac{1}{n} U_{6,\text{осн}} , \quad (1.7)$$

де  $n$  – коефіцієнт трансформації трансформатора між основною і  $N$ -й ступенями напруги;

3) знайти потрібні значення ЕРС джерел енергії та опорів всіх елементів схеми заміщення у відносних одиницях при вибраних базисних умовах, використовуючи формули [48]:

$$E_{* (6)} = E / U_{6N} \quad (3.8)$$

або

$$E_{* (6)} = E_{* (\text{НОМ})} \frac{U_{\text{НОМ}}}{U_{6N}} ; \quad (3.9)$$

$$\underline{Z}_{* (6)} = \underline{Z} \frac{S_6}{U_{6N}^2} \quad (3.10)$$

або

$$\underline{Z}_{* (6)} = \underline{Z}_{* (ном)} \frac{S_6}{S_{ном}} \frac{U_{ном}^2}{U_{6N}^2}, \quad (3.11)$$

де  $U_{6N}$  – базисна напруга тієї ступені напруги вихідної розрахункової схеми, на якій знаходиться елемент, що підлягає приведенню.

Формули (3.8) і (3.10) слід використовувати в тих випадках, коли значення ЕРС джерела енергії і приведений опір задані в іменованих одиницях, а формули (3.9) і (3.11) – коли значення цих величин задані у відносних одиницях при номінальних умовах.

Опір трансформатора в відносних одиницях при номінальних умовах визначають за формулою [48]:

$$\underline{Z}_{* к(ном)} = \frac{u_k \%}{100}, \quad (3.12)$$

де  $u_k \%$  – напруга короткого замикання трансформатора у процентах.

При вираженні параметрів елементів еквівалентної схеми заміщення в іменованих одиницях з приведенням параметрів різних елементів вихідної розрахункової схеми до вибраного базового ступеня напруги, використовуючи при цьому наближений спосіб урахування коефіцієнтів трансформації трансформаторів і автотрансформаторів, приведені значення ЕРС джерел енергії та опору різних елементів схеми слід визначати за формулами [48]:

$$\overset{\circ}{E} = E \frac{U_{cp,ocн}}{U_{cpN}}; \quad (3.13)$$

$$\underline{\overset{\circ}{Z}} = \underline{Z} \frac{U_{cp,ocн}^2}{U_{cpN}^2}, \quad (3.14)$$

де  $U_{cp,ocн}$  – середня номінальна напруга того ступеня напруги мережі, яка прийнята за основну;  $U_{cpN}$  – середня номінальна напруга того ступеня напруги мережі, на якій знаходиться елемент з підлягаючими приведенню параметрами.

Якщо ЕРС джерела енергії та опір будь-якого елемента розрахункової схеми виражені у відносних одиницях за номінальних умов, то при наближеному розрахунку коефіцієнтів трансформації трансформаторів і автотрансформаторів їх значення, наведені до основної ступеня напруги мережі, слід знаходити за формулами [48]:

$$\overset{\circ}{E} = E_{*} \underset{(\text{ном})}{U}_{\text{ср.осн}} ; \quad (3.15)$$

$$\overset{\circ}{Z} = Z_{*} \underset{(\text{ном})}{\frac{U_{\text{ср.осн}}^2}{S_{\text{ном}}}} . \quad (3.16)$$

Якщо ЕРС джерела енергії та опір будь-якого елемента розрахункової схеми виражені у відносних одиницях за номінальних умов, то при наближеному врахуванні коефіцієнтів трансформації трансформаторів і автотрансформаторів їх значення, наведені до основної ступеня напруги мережі, слід знаходити за формулами [48]:

$$E_{*}^{(6)} = \frac{E}{U_{\text{срN}}} \quad (3.17)$$

або

$$E_{*}^{(6)} = E_{*}^{(\text{ном})} ; \quad (3.18)$$

$$Z_{*}^{(6)} = Z_{*} \frac{S_6}{U_{\text{срN}}^2} \quad (3.19)$$

або

$$Z_{*}^{(6)} = Z_{*} \underset{(\text{ном})}{\frac{S_{(6)}}{S_{\text{ном}}}} . \quad (3.20)$$

Незалежно від прийнятого способу складання схеми заміщення (у іменованих або відносних одиницях, з урахуванням фактичних коефіцієнтів трансформації трансформаторів або при наближеному врахуванні цих коефіцієнтів) у цій схемі повинні бути представлені всі елементи вихідної розрахункової схеми, причому джерела енергії, якщо вони не відділені від розрахункової точки КЗ струмообмежувальним реактором або трансформатором, і узагальнені навантаження вузлів повинні бути введені в схему ЕРС і індуктивними опорами, відповідними розглядавсья моменту часу. Елементи вихідної розрахункової схеми повинні бути

представлені в схемі заміщення опорами. Трьохобмотувальні трансформатори, автотрансформатори, трансформатори та автотрансформатори з розщепленою обмоткою нижчої напруги, а також здвоєні реактори повинні бути представлені своїми схемами заміщення [19].

У тих випадках, коли потрібно визначити струми і напруги не лише в місці несиметричного КЗ, а й в інших колах і точках розрахункової схеми, доцільно використовувати комплексні схеми заміщення. Вихідні комплексні схеми заміщення для розрахунку двофазного КЗ отримують шляхом з'єднання з відповідно початків і кінців вихідних схем заміщення прямої та зворотної послідовностей, як показано на рис. 3.1 [48].



Рисунок 3.1 – Комплексна схема заміщення для двофазного КЗ

Щоб визначити струм у будь-якому колі розрахункової схеми при двофазному КЗ слід, попередньо, використовуючи схеми заміщення прямої і зворотної послідовностей в місці КЗ, знайти струми відповідних послідовностей в місці КЗ, провести розподіл струмів по колах окремих послідовностей у даному колі і скласти їх геометрично. При цьому струми зворотної послідовності в місці несиметричного КЗ пов'язані зі струмом прямої послідовності співвідношеннями [41]:

$$I_{KA2} = -I_{KA1} \quad (1.21)$$

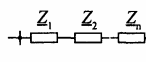
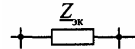
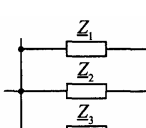
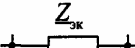
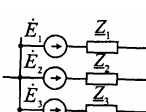
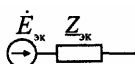
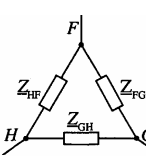
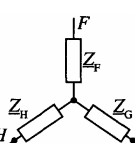
#### 3.4 Перетворення схеми заміщення в еквівалентну результуючу

При аналітичних розрахунках струмів КЗ вихідні схеми заміщення, в яких представлені різні елементи вихідних розрахункових схем, слід шляхом послідовних перетворень приводити до еквівалентних результуючих схем заміщення, що містять еквівалентну ЕРС (у схемах прямої послідовності), еквівалентний результуючий опір відповід-

ної послідовності і джерело напруги однойменної послідовності, а при трифазному КЗ – точку КЗ.

Якщо вихідна схема заміщення не містить замкнутих контурів, то вона перетворюється в еквівалентну результуючу схему шляхом послідовного і паралельного з'єднання елементів і шляхом заміни кількох джерел, які мають різні ЕРС і різні опори, але з'єднаних в одній точці, одним еквівалентним джерелом. При складних вихідних схемах заміщення для визначення еквівалентного результуючого опору слід використовувати відомі способи перетворення, такі як перетворення трикутника опорів в еквівалентну зірку опорів, зірку опорів в еквівалентний трикутник опорів, багатопроменевих зірок опорів в повний багатокутник опорів і т.д. Формули для таких перетворень наведено в табл. 3.2.

Таблиця 3.2 – Основні формули перетворення схем

Вид перетворення	Початкова схема	Перетворена схема	Опір елементів перетвореної схеми
Послідовне з'єднання			$\underline{Z}_{\text{эк}} = \underline{Z}_1 + \underline{Z}_2 + \dots + \underline{Z}_n$
Паралельне з'єднання			$\underline{Z}_{\text{эк}} = 1/\underline{Y}_{\text{эк}}$ , де $\underline{Y}_{\text{эк}} = \underline{Y}_1 + \underline{Y}_2 + \dots + \underline{Y}_n$ $\underline{Y}_1 = 1/\underline{Z}_1$ ; $\underline{Y}_2 = 1/\underline{Z}_2$ ; $\underline{Y}_n = 1/\underline{Z}_n$ При двох колах $\underline{Z}_{\text{эк}} = \underline{Z}_1 \underline{Z}_2 / (\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2)$
Заміна кількох джерел еквівалентним			$\dot{E}_{\text{эк}} = (1/\underline{Y}_{\text{эк}}) \sum_{K=1}^n \underline{Y}_K \dot{E}_K$ При двох колах $\dot{E}_{\text{эк}} = \frac{\dot{E}_1 \underline{Z}_2 + \dot{E}_2 \underline{Z}_1}{\underline{Z}_1 + \underline{Z}_2}$
Перетворення трикутника в зірку			$\underline{Z}_F = \frac{\underline{Z}_{FG} \underline{Z}_{HF}}{\underline{Z}_{FG} + \underline{Z}_{GH} + \underline{Z}_{HF}}$ $\underline{Z}_G = \frac{\underline{Z}_{FG} \underline{Z}_{GH}}{\underline{Z}_{FG} + \underline{Z}_{GH} + \underline{Z}_{HF}}$ $\underline{Z}_H = \frac{\underline{Z}_{GH} \underline{Z}_{HF}}{\underline{Z}_{FG} + \underline{Z}_{GH} + \underline{Z}_{HF}}$

Вид перетворення	Початкова схема	Перетворена схема	Опір елементів перетвореної схеми
Перетворення трипроменевої зірки в трикутник			$\underline{Z}_{FG} = \underline{Z}_F + \underline{Z}_G + \frac{\underline{Z}_F \underline{Z}_G}{\underline{Z}_H}$ $\underline{Z}_{GH} = \underline{Z}_G + \underline{Z}_H + \frac{\underline{Z}_G \underline{Z}_H}{\underline{Z}_F}$ $\underline{Z}_{HF} = \underline{Z}_H + \underline{Z}_F + \frac{\underline{Z}_H \underline{Z}_F}{\underline{Z}_G}$
Перетворення багатопроменевої зірки в повний багатокутник			$\underline{Z}_{FG} = \underline{Z}_F \underline{Z}_G \sum \underline{Y}$ $\underline{Z}_{GH} = \underline{Z}_G \underline{Z}_H \sum \underline{Y},$ <p>де</p> $\sum \underline{Y} = \underline{Y}_F + \underline{Y}_G + \underline{Y}_H + \underline{Y}_J$ <p>Аналогічно і при більшому числі кіл</p>

### 3.5 Розрахунок опорів прямої послідовності елементів електротехнічного комплексу секції печей графітації змінного струму

#### 3.5.1 Активний і індуктивний опори трансформаторів живлення та компенсації

Активний і індуктивний опори трансформаторів ( $r_T$ ,  $x_T$ ) у мільйомах, приведені до ступені нижчої напруги мережі, розраховують за формулами [40]:

$$r_T = \frac{P_{\text{к.ном}} U_{\text{нн.ном}}^2}{S_{\text{т.ном}}^2} \cdot 10^6; \quad (3.22)$$

$$x_T = \sqrt{u_k^2 - \left( \frac{100 P_{\text{к.ном}}}{S_{\text{т.ном}}} \right)^2} \cdot \frac{U_{\text{нн.ном}}^2}{S_{\text{т.ном}}} \cdot 10^4, \quad (3.23)$$

де  $S_{\text{т.ном}}$  – номінальна потужність трансформатора, кВ·А;  $P_{\text{т.ном}}$  – втрати короткого замикання в трансформаторі, кВт;  $U_{\text{нн.ном}}$  – номінальна

напряга обмотки нижчої напруги трансформатора, кВ;  $u_k$  – напруга короткого замикання трансформатора, %.

### 3.5.2 Активний і індуктивний опори шинопроводів короткої мережі

При визначенні активного і індуктивного опорів шинопроводів слід використовувати дані заводу-виробника, експерименту або застосовувати розрахунковий метод.

Активний опір однієї фази шинопровода ( $r_{ш}$ ) в мілліомах при температурі  $\vartheta$  розраховують за формулою [40]:

$$r_{ш} = \rho \vartheta_{\text{норм}} \frac{l}{s} \cdot \frac{T + \vartheta}{T + \vartheta_{\text{норм}}} K_{\text{д}} \cdot 10^3, \quad (3.24)$$

де  $\rho \vartheta_{\text{норм}}$  – питомий опір матеріалу шини при нормованій температурі  $\vartheta_{\text{норм}}$ , Ом·мм<sup>2</sup>/м;  $\vartheta_{\text{норм}}$  – нормована температура, при якій задано питомий опір, °С;  $l$  – довжина шини однієї фази, м;  $s$  – перетин шини, мм<sup>2</sup>;  $T$  – постійна, що залежить від матеріалу провідника: для твердотягнутої міді  $T=242$ °С, для відпаленої міді  $T=234$ °С; для алюмінію  $T=236$ °С;  $K_{\text{д}}$  – коефіцієнт додаткових втрат, що враховує вплив поверхневого ефекту, ефекту близькості, а також додаткових втрат від розташованих поблизу металевих елементів.

Значення коефіцієнта додаткових втрат можна оцінити, виходячи з результатів експериментальних досліджень струмопроводів аналогічних конструкцій або розрахувати (приблизно) за формулою [40]:

$$K_{\text{д}} \approx K_{\vartheta} K_{\text{б}} K_{\text{пз}},$$

де  $K_{\vartheta}$  – коефіцієнт, що враховує зміну температури шини;  $K_{\text{б}}$  – коефіцієнт близькості;  $K_{\text{пз}}$  – коефіцієнт поверхневого ефекту.

Коефіцієнт поверхневого ефекту порожнистих провідників круглого перерізу, виготовлених з немагнітних матеріалів може бути визначений за наближеною формулою [25]:

$$k_{\text{п}} = 1 + 3,3 \cdot 10^{-14} \left( \frac{\delta S}{d\rho} \right)^2 \left( \frac{f}{50} \right)^2,$$

де  $d$  – зовнішній діаметр провідника, см;  $\delta$  – товщина стінки провідника, см;  $S$  – площа поперечного перерізу трубчастого провідника, см<sup>2</sup>;  $\rho$  – питомий опір матеріалу провідника, Ом·см;  $f$  – частота змінного струму, Гц.

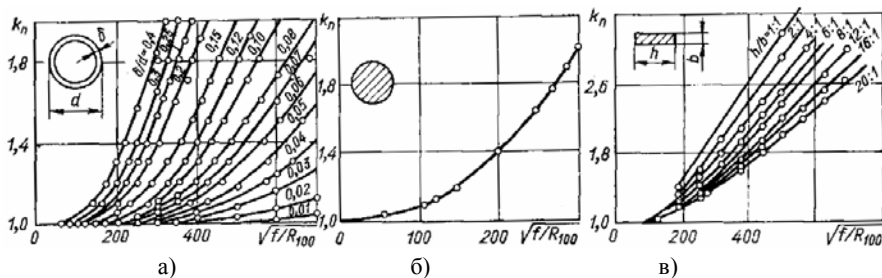
Також коефіцієнт поверхневого ефекту та активний опір провідника можна визначити по кривих на рис. 3.2 [25]. На цих кривих – частота, Гц;  $R_{100}$  – опір 100 м розглянутого провідника постійному струму, яке визначається виразом [25]

Для найбільш звичаних перерізів мідних провідників величина коефіцієнта поверхневого ефекту наведена в табл. 3.3.

Таблиця 3.3 – Значення коефіцієнта поверхневого ефекту для мідних провідників прямокутного і круглого перерізу [25]

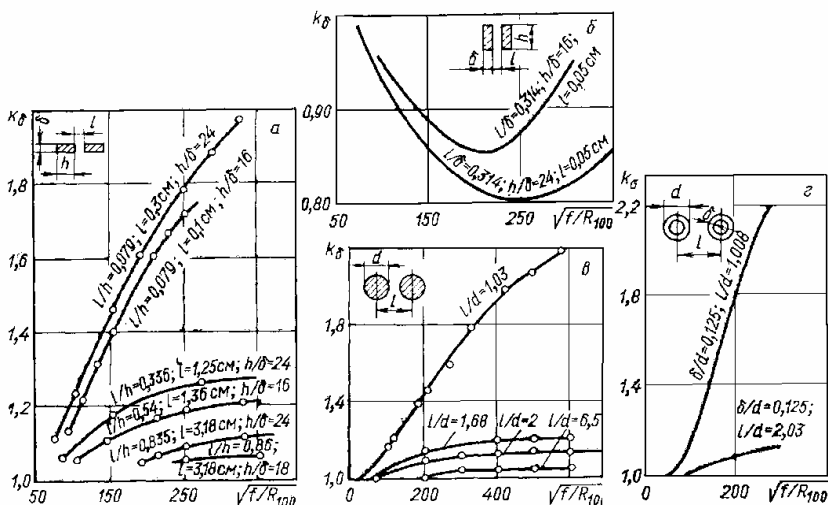
Вид провідника	Значення коефіцієнта поверхневого ефекту при різних $h$ або $d$ , мм							
	50	60	70	80	100	120	140	160
Шини товщиною $b$ , мм								
5	–	1,05	–	1,07	1,12	1,14	–	–
10	–	1,14	–	1,17	1,20	1,22	1,29	1,32
15	–	1,18	–	1,23	1,27	1,31	1,33	1,35
20	–	1,26	–	1,34	1,38	1,40	1,45	1,49
25	–	1,35	–	1,43	1,50	1,55	1,60	1,64
Трубки товщиною $\delta$ , мм								
10	1,07	1,08	1,08	1,08	–	1,07	–	–
12,5	1,20	1,16	1,16	–	–	–	–	–
15	1,31	1,29	–	–	–	–	–	–
Вид провідника	Значення коефіцієнта поверхневого ефекту при різних $h$ або $d$ , мм							
	180	200	220	240	260	280	300	320
Шини товщиною $b$ , мм								
5	–	–	–	–	–	–	–	–
10	1,35	1,37	1,38	1,40	–	–	–	–
15	1,38	1,42	1,46	1,49	1,51	1,53	1,55	–
20	1,52	1,56	1,59	1,63	1,66	1,69	1,71	1,74
25	1,66	1,70	1,73	1,77	1,80	1,84	1,87	1,90
Трубки товщиною $\delta$ , мм								
10	–	–	–	–	–	–	–	–
12,5	–	–	–	–	–	–	–	–
15	–	–	–	–	–	–	–	–

Коефіцієнт близькості враховує нерівномірний розподіл струму по перетину провідника, викликане наявністю сусідніх провідників, по яких протікає змінний струм. Коефіцієнти близькості двох різних провідників представлені на рис. 3.3.



а) для циліндричного провідника круглого перерізу; б) для круглих провідників суцільного перерізу, в) для смуг прямокутного перерізу

Рисунок 3.2 – Значення коефіцієнта поверхневого ефекту



а), б) – для шин прямокутного перерізу; в) – для провідників круглого перерізу; г) – для циліндричних провідників круглого перерізу

Рисунок 3.3 – Значення коефіцієнта близькості

Струмопроводи коротких мереж характеризуються великим числом провідників і різним їх розташуванням одного щодо іншого. Тому наведені рис. 3.3 залежності виявляються недостатніми для того, щоб визначити коефіцієнт близькості провідників складних струмопроводів. Експериментально встановлено, що для одного провідника шихтованого пакета його можна в середньому оцінити величиною 1,02–1,05, а для нешихтованого пакету і гнучких кабелів 1,05–1,07 [25].

Індуктивний опір фази шихтованого шинопровода в міліомах на метр розраховується за формулою [25]:

$$X = \frac{16 \cdot \pi \cdot 10^{-2}}{m^2} \cdot \ln \frac{g_{1,m}^1 \cdot g_{1,(m-2)}^3 \cdot g_{1,(m-4)}^5 \cdot \dots \cdot g_{1,2}^{(m-1)}}{g_{1,m}^{m/2} \cdot g_{1,(m-1)}^2 \cdot g_{1,(m-3)}^4 \cdot \dots \cdot g_{1,3}^{(m-2)}}, \quad (3.25)$$

де  $g_{1,1}$  – середньо геометрична відстань площі поперечного перерізу шини від самої себе;  $g_{1,i(i=2,3,4,\dots,m)}$  – середньо геометрична відстань між площами 1-ої та  $i$ -ої шинами пакета.

Для пакета шин прямокутного перерізу [25]:

$$\ln g = \ln 0,223 + 0,5 \cdot (t/b + 1)^2 \ln(t + c + b) + 0,5 \cdot (t/b - 1)^2 \ln(t + c - b) - (t/b)^2 \ln(t + c)$$

де  $b$  і  $c$  – сторони шини;  $t$  – відстань між осями шин.

Середньгеометрична відстань площі шини круглого перерізу визначається виразом [25]

$$\ln g = \ln r_n - \frac{r_{вн}^2}{(r_n^2 - r_{вн}^2)^2} \ln \frac{r_n}{r_{вн}} + \frac{1}{4} \cdot \frac{3 \cdot r_{вн}^2 - r_n^2}{r_n^2 - r_{вн}^2},$$

де  $r_n$  і  $r_{вн}$  – зовнішній і внутрішній радіуси трубишини.

Середньгеометрична відстань площі шини прямокутного перерізу від самої себе визначається за формулою [25]

$$g = 0,2236(b + c).$$

### 3.5.3 Активний і індуктивний опори кабелів

Значення параметрів прямої (зворотної) і нульової послідовності кабелів, приймають, за даними виробника, за табл. 3.4–3.12 [40], або за методикою [25].

При визначенні мінімального значення струму КЗ рекомендується враховувати збільшення активного опору кабелю до моменту відключення ланцюга внаслідок нагрівання кабелю струмом КЗ. Значення активного опору кабелю в міліомах з урахуванням нагрівання його струмом КЗ ( $r_{\vartheta}$ ) розраховують за формулою

$$r_{\vartheta} = c_{\vartheta} r_{\vartheta_0}, \quad (3.26)$$

де  $r_{\vartheta_0}$  – активний опір (мОм) при температурі  $\vartheta_0$ , що дорівнює  $20^{\circ}\text{C}$ ;  $c_{\vartheta}$  – коефіцієнт, що враховує збільшення активного опору кабелю.

При наближених розрахунках значення коефіцієнта  $c_{\vartheta}$  допускається приймати рівним 1,5. При уточнених розрахунках коефіцієнт  $c_{\vartheta}$  слід визначати відповідно до рис. 3.4, 3.5 [40] в залежності від матеріалу і перетину жил кабелю, струму КЗ і тривалості КЗ;

Значення коефіцієнта, що враховує збільшення активного опору мідного кабелю при нагріві його струмом КЗ, визначають залежно від перетину кабелю, струму КЗ і тривалості КЗ за кривими, наведеними на рис. 3.4, а алюмінієвого кабелю – за кривими, наведеними на рис. 3.5.

Дані, зазначені на рис. 3.4, 3.5 отримані при наступних розрахункових умовах: КЗ відбувається в радіальній схемі, яка містить коло (трансформатор, кабель) з джерелом незмінної по амплітуді ЕРС; температура кабелю змінюється від  $\vartheta_{\text{нач}}=20^{\circ}\text{C}$  до  $\vartheta_{\text{доп.к}}=200^{\circ}\text{C}$ , тривалість КЗ ( $t_{\text{откл}}$ ) становить 0,2; 0,6; 1,0; 1,5 с. Температуру нагріву кабелю визначають адиабатичним рівнянням нагріву [40]

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \frac{I_{\text{кз}}^2 \rho_{\vartheta}}{s \lambda g c_0 \left[ 1 + \frac{\beta}{\alpha \rho_{\vartheta_{\text{норм}}}} (\rho_{\vartheta} - \rho_{\vartheta_{\text{норм}}}) \right]},$$

де  $I_{\text{кз}}$  – струм КЗ на момент часу  $t$ , кА;  $\rho_{\vartheta}$  і  $\rho_{\vartheta_{\text{норм}}}$  – питомі опори, Ом·м, матеріалу кабелю при температурі  $\vartheta$  і початкової нормованої температурі  $\vartheta_{\text{норм}}$ ;  $s$  – переріз кабелю,  $\text{мм}^2$ ;  $\lambda$  – щільність матеріалу провідника,

кг/м<sup>3</sup>;  $g$  – прискорення сили тяжіння, м/с<sup>2</sup>;  $c_0$  – питома теплоємність матеріалу кабелю при температурі

$$\vartheta_0 = \vartheta_{\text{нач}} = \vartheta_{\text{норм}}, \text{ Дж}/(\text{кг}\cdot\text{К});$$

де  $\beta$  – температурний коефіцієнт теплоємності, 1/К,  $\alpha$  – температурний коефіцієнт питомого опору, 1/К.

Зміна питомого опору матеріалу кабелю за підвищеної температури визначають за виразом [40]

$$\rho_{\vartheta} = \rho_{\vartheta_{\text{норм}}} c_{\vartheta},$$

де

$$c_{\vartheta} = \frac{T + \vartheta}{T + \vartheta_0}.$$

Таблиця 3.4 – Параметри кабелю з алюмінієвими жилами в алюмінієвій оболонці

Переріз кабелю, мм <sup>2</sup>	Опір трьохжильного кабелю в алюмінієвій оболонці, мОм/м			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
3×4	9,61	0,092	10,95	0,579
3×6	6,41	0,087	7,69	0,523
3×10	3,84	0,082	5,04	0,461
3×16	2,4	0,078	3,52	0,406
3×25	1,54	0,062	2,63	0,359
3×35	1,1	0,061	2,07	0,298
3×50	0,769	0,06	1,64	0,257
3×70	0,549	0,059	1,31	0,211
3×95	0,405	0,057	1,06	0,174
3×120	0,32	0,057	0,92	0,157
3×150	0,256	0,056	0,78	0,135
3×185	0,208	0,056	0,66	0,122
3×240	0,16	0,055	0,553	0,107

Таблиця 3.5 – Параметри кабелю з алюмінієвими жилами у свинцевій оболонці

Переріз кабелю, мм <sup>2</sup>	Опір трьохжильного кабелю в свинцевій оболонці, мОм/м			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_c$	$x_0$
3×4	9,61	0,092	11,6	1,24
3×6	6,41	0,087	8,38	1,2
3×10	3,84	0,082	5,78	1,16
3×16	2,4	0,078	4,32	1,12
3×25	1,54	0,062	3,44	1,07
3×35	1,1	0,061	2,96	1,01
3×50	0,769	0,06	2,6	0,963
3×70	0,549	0,059	2,31	0,884
3×95	0,405	0,057	2,1	0,793
3×120	0,32	0,057	1,96	0,742
3×150	0,256	0,056	1,82	0,671
3×185	0,208	0,056	1,69	0,606
3×240	0,16	0,055	1,55	0,535

Таблиця 3.6 – Параметри кабелю з алюмінієвими жилами в непровідній оболонці

Переріз кабелю, мм <sup>2</sup>	Опір трьохжильного кабелю в непровідній оболонці, мОм/м			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
3×4	9,61	0,092	11,7	2,31
3×6	6,41	0,087	8,51	2,274
3×10	3,84	0,082	5,94	2,24
3×16	2,4	0,078	4,5	2,2
3×25	1,54	0,062	3,64	2,17
3×35	1,1	0,061	3,3	2,14
3×50	0,769	0,06	2,869	2,08
3×70	0,549	0,059	2,649	2,07
3×95	0,405	0,057	2,505	2,05
3×120	0,32	0,057	2,42	2,03
3×150	0,256	0,056	2,36	2,0

Таблиця 3.7 – Параметри кабелю з алюмінієвими жилами у свинцевій оболонці

Переріз кабелю, мм <sup>2</sup>	Опір чотирижильного кабелю у свинцевій оболонці, мОм/м			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
3×4 + 1×2,5	9,61	0,098	11,52	1,13
3×6 + 1×4	6,41	0,094	8,28	1,05
3×10 + 1×6	3,84	0,088	5,63	0,966
3×16 + 1×10	2,4	0,084	4,09	0,831
3×25 + 1×16	1,54	0,072	3,08	0,668
3×35 + 1×16	1,1	0,068	2,63	0,647
3×50 + 1×25	0,769	0,066	2,1	0,5
3×70 + 1×35	0,549	0,065	1,71	0,393
3×95 + 1×50	0,405	0,064	1,39	0,317
3×120 + 1×50	0,32	0,064	1,27	0,301
3×150 + 1×70	0,256	0,063	1,05	0,248
3×185 + 1×70	0,208	0,063	0,989	0,244

Таблиця 3.8 – Параметри кабелю з алюмінієвими жилами в алюмінієвій оболонці

Переріз кабелю, мм <sup>2</sup>	Опір чотирижильного кабелю в алюмінієвій оболонці, мОм/м			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_c$	$x_0$
3×4 + 1×2,5	9,61	0,098	10,87	0,57
3×6 + 1×4	6,41	0,094	7,6	0,463
3×10 + 1×6	3,84	0,088	4,94	0,401
3×16 + 1×10	2,4	0,084	3,39	0,336
3×25 + 1×16	1,54	0,072	2,41	0,256
3×35 + 1×16	1,1	0,068	1,94	0,232
3×50 + 1×25	0,769	0,066	1,44	0,179
3×70 + 1×35	0,549	0,065	1,11	0,145
3×95 + 1×50	0,405	0,064	0,887	0,124

Таблиця 3.9 – Параметри кабелю з алюмінієвими жилами в непровідній оболонці

Переріз кабелю, мм <sup>2</sup>	Опір чотирижильного кабелю в непровідній оболонці, мОм/м			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
3×4 + 1×2,5	9,61	0,098	11,71	2,11
3×6 + 1×4	6,41	0,094	8,71	1,968
3×10 + 1×6	3,84	0,088	5,9	1,811
3×16 + 1×10	2,4	0,084	4,39	1,558
3×25 + 1×16	1,54	0,072	3,42	1,258
3×35 + 1×16	1,1	0,068	2,97	1,241
3×50 + 1×25	0,769	0,066	2,449	0,949
3×70 + 1×35	0,549	0,065	2,039	0,741
3×95 + 1×50	0,405	0,064	1,665	0,559
3×120 + 1×50	0,32	0,064	1,54	0,545
3×150 + 1×70	0,256	0,063	1,276	0,43

Таблиця 3.10 – Параметри кабелю з мідними жилами в сталевій оболонці\*.

Переріз струмопровідної жили, мм <sup>2</sup>	Опір трьохжильного кабелю, мОм / м, при температурі жили 65 ° C			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
3×6	3,54	0,094	4,07	1,69
3×10	2,13	0,088	2,66	1,65
3×16	1,33	0,082	1,86	1,61
3×25	0,85	0,082	1,38	1,57
3×35	0,61	0,079	1,14	1,54
3×50	0,43	0,078	0,96	1,51
3×70	0,3	0,065	0,83	1,48
3×95	0,22	0,064	0,75	1,45
3×120	0,18	0,062	0,71	1,43
3×150	0,14	0,061	0,67	1,41
3×185	0,115	0,061	0,65	1,39
3×240	0,089	0,06	0,62	1,36

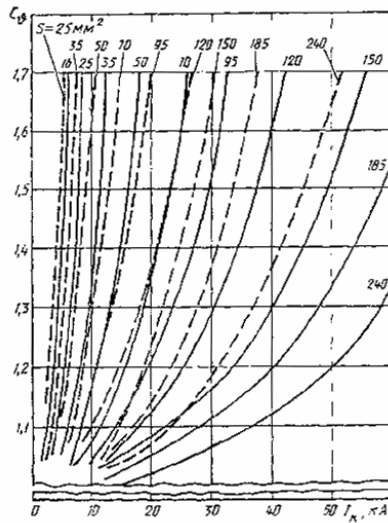
\* Заземлення виконано мідним дротом перетином 120 мм<sup>2</sup>.

Таблиця 3.11 – Параметри кабелю з мідними жилами в сталевій оболонці

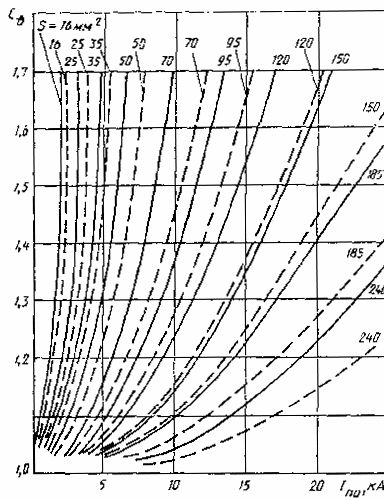
Переріз стру- мопровідної жили, мм <sup>2</sup>	Опір чотирижильного кабелю, мОм/м, при температурі жили 65 ° С			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
4×6	3,54	0,1	4,24	1,49
4×10	2,13	0,095	2,88	1,34
4×16	1,33	0,09	2,12	1,14
4×25	0,86	0,089	1,63	0,91
4×35	0,61	0,086	1,33	0,74
4×50	0,43	0,086	1,05	0,58
4×70	0,3	0,073	0,85	0,42
4×95	0,22	0,072	0,66	0,35
4×120	0,18	0,07	0,54	0,31
4×150	0,14	0,07	0,45	0,28
4×185	0,115	0,069	0,37	0,27

Таблиця 3.12 – Параметри кабелю з мідними жилами в сталевій оболонці

Переріз струмо- провідної жили, мм <sup>2</sup>	Опір чотирижильного кабелю, мОм/м, при температурі жили 65 ° С			
	$r_1 = r_2$	$x_1 = x_2$	$r_0$	$x_0$
3×6 + 1×4	3,54	0,1	4,19	1,55
3×10 + 1×6	2,13	0,095	2,82	1,46
3×16 + 1×10	1,33	0,09	2,07	1,31
3×25 + 1×16	0,85	0,089	1,63	1,11
3×35 + 1×16	0,61	0,086	1,37	1,09
3×50 + 1×25	0,43	0,086	1,18	0,88
3×70 + 1×25		0,073	1,05	0,851
3×70 + 1×35	0,3	0,074	1,01	0,654
3×95 + 1×35			0,92	0,69
3×95 + 1×50	0,22	0,072	0,84	0,54
3×120 + 1×35			0,88	0,68
3×120 + 1×70	0,18	0,07	0,7	0,47
3×150 + 1×50			0,74	0,54
3×150 + 1×70	0,14	0,07	0,66	0,42
3×185 + 1×50			0,7	0,54
3×185 + 1×95	0,115	0,069	0,54	0,34



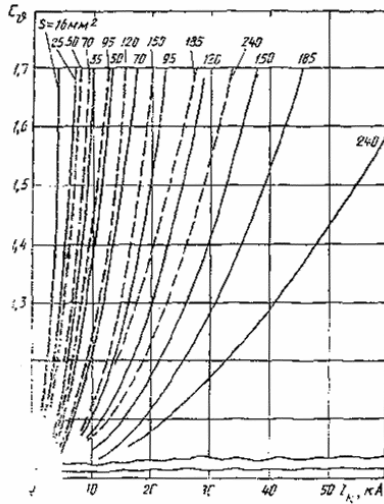
а)



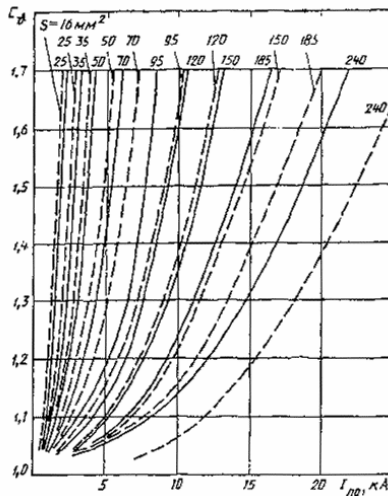
б)

а) – при тривалості КЗ 0,2 с (суцільні лінії) і 0,6 с (пунктирні лінії);  
 б) – при тривалості КЗ 1,0 с (суцільні лінії) і 1,5 с (пунктирні лінії)

Рисунок 3.4 – Залежності коефіцієнта збільшення активного опору кабелів різних перетинів з мідними жилами від струму КЗ.



a)



б)

а) – при тривалості КЗ 0,2 с (суцільні лінії) і 0,6 с (пунктирні лінії);  
 б) – при тривалості КЗ 1,5 з (суцільні лінії) і 1,0 с (пунктирні лінії)

Рисунок 3.5 – Залежності коефіцієнта збільшення активного опору кабелів різних перетинів з алюмінієвими жилами від струму КЗ

### 3.5.4 Активні опори контактів і контактних з'єднань

Перехідний опір електричних контактів будь-якого виду слід визначати на підставі даних експериментів або з використанням розрахункових методик. Дані про контактних з'єднаннях наведені в табл. 1.13, 1.14 [40]. При наближеному розрахунку опорів контактів приймають:  $r_k=0,1$  мОм – для контактних з'єднань кабелів;  $r_k=0,01$  мОм – для шинопроводів;  $r_k=1,0$  мОм – для комутаційних апаратів [40].

Таблиця 3.13 – Опори контактних з'єднань кабелів [40]

Переріз алюмінієвого кабелю, мм <sup>2</sup>	16	25	35	50	70	95	120	150	240
Опір, мОм	0,085	0,064	0,056	0,043	0,029	0,027	0,024	0,021	0,012

Таблиця 3.14 – Опори контактних з'єднань шинопроводів [40]

Номинальний струм, А	250	400	630	1600	2500	4000
Серія шинопроводів	ШРА-73	ШРА-73	ШРА-73	ШМА-73	ШМА-68Н	ШМА-68Н
Опір контактного з'єднання, мОм	0,009	0,006	0,004	0,003	0,002	0,001

Також величина перехідного контактного опору може бути розрахована за формулою [25]:

$$r_k = \frac{\varepsilon}{p^m}, \quad (3.27)$$

де  $\varepsilon$  – коефіцієнт, що враховує фізичні властивості матеріалу контактів і характер їх обробки;  $\varepsilon = 0,0004$  для контактних пар мідь – мідь;  $\varepsilon = 0,001$  для контактних пар мідь – алюміній;  $m$  – коефіцієнт, що залежить від форми контактів;  $m = 1 \div 0,3$  для контакту площина – площина;  $m = 1$  для лінійного контакту;  $p$  – нормальне зусилля стиснення контактуючих елементів, Н.

Електричний опір контакту вважається задовільним, якщо він не перевищує (5–10%) електричного опору суцільного провідника на довжині, що дорівнює довжині контактного з'єднання [40]. Ця умова є основою для забезпечення надійної роботи контактних з'єднань ділянок короткої мережі.

### 3.5.5 Активні та індуктивні опори трансформаторів струму

При розрахунку струмів КЗ в електроустановках напругою до 1 кВ слід враховувати як індуктивні, так і активні опори первинних обмоток всіх багатовіткових вимірювальних трансформаторів струму, які є в колі КЗ. Значення активних та індуктивних опорів нульової послідовності приймають рівними значенням опорів прямої послідовності. При відсутності даних виробника про індуктивні ( $x_{TA}$ ) і активні ( $r_{TA}$ ) опори вимірювальних трансформаторів струму допускається використовувати значення, наведені в табл. 3.15 [40].

Активним і індуктивним опором одновиткових трансформаторів (на струми більше 500 А) при розрахунках струмів КЗ можна зневажати.

Таблиця 3.15 – Опори первинних обмоток багатовиткових трансформаторів струму

Коефіцієнт трансформації трансформатора струму	Опір первинної обмотки багатовиткового трансформатора, мОм, класу точності			
	1		3	
	$x_{TA}$	$r_{TA}$	$x_{TA}$	$r_{TA}$
20/5	67	42	17	19
30/5	30	20	8	8,2
40/5	17	11	4,2	4,8
50/5	11	7	2,8	3
75/5	4,8	3	1,2	1,3
100/5	2,7	1,7	0,7	0,75
150/5	1,2	0,75	0,3	0,33
200/5	0,67	0,42	0,17	0,19
300/5	0,3	0,2	0,08	0,088
400/5	0,17	0,11	0,04	0,05
500/5	0,07	0,05	0,02	0,02

### 3.5.6 Активні та індуктивні опори котушок автоматичних вимикачів

Розрахунки струмів КЗ в електроустановках напругою до 1 кВ слід вести з урахуванням індуктивних і активних опорів котушок (розчеплювачів) максимального струму автоматичних вимикачів, приймаючи значення активних та індуктивних опорів нульової послідовності рівними відповідним опорам прямої послідовності.

При відсутності даних виробника про індуктивні ( $x_{KB}$ ) і активні ( $r_{KB}$ ) опори котушок розчеплювачів і перехідних опорах рухомих конта-

ктів автоматичних вимикачів допускається використовувати значення цих опорів, наведені в табл. 3.16 [40].

### 3.5.7 Активний опір дуги в місці КЗ

При визначенні мінімального значення струму КЗ слід враховувати вплив на струм КЗ активного опору електричної дуги в місці КЗ.

Врахування електричної дуги в місці КЗ рекомендується робити введенням в розрахункову схему активного опору дуги  $r_d$ .

Таблиця 3.16 – Опори котушок і контактів автоматичних вимикачів

Номинальний струм вимикача, А	Опір котушки і контакту, мОм	
	$r_{kb}$	$x_{kb}$
50	7	4,5
70	3,5	2
100	2,15	1,2
140	1,3	0,7
200	1,1	0,5
400	0,65	0,17
600	0,41	0,13
1000	0,25	0,1
1600	0,14	0,08
2500	0,13	0,07
4000	0,1	0,05

Перехідний активний опір дуги в місці КЗ ( $r_d$ ) в міліомах залежить в основному від струму КЗ і довжини дуги і розраховується за формулою [40]

$$r_d = 16 \frac{\sqrt{l_d}}{I_{п0д}^{0,85}}, \quad (3.28)$$

де  $I_{п0д}$  – початкове діюче значення періодичної складової струму в місці КЗ, кА, визначається з урахуванням опору дуги;  $l_d$  – довжина дуги, см, яка може бути прийнята рівною:

$$l_d = 4a \text{ при } a < 5 \text{ мм};$$

$$l_d = 20,4 \ln \frac{a}{2} e^{-0,15r_x / x_{\Sigma}} \text{ при } a = (5 \div 50) \text{ мм};$$

$$l_d = a \text{ при } a > 50 \text{ мм}.$$

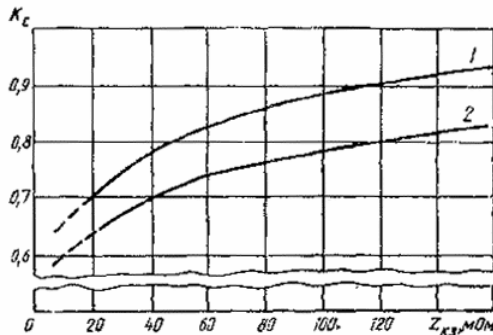
$r_{\Sigma}$  и  $x_{\Sigma}$  – відповідно сумарний активний і сумарний індуктивний опори кола КЗ, мОм;  $a$  – відстань між фазами провідників, мм.

При визначенні активного опору дуги у випадку КЗ в кабелі довжиною  $l_{кб}$ , підключеному до трансформатора через шинопровід довжиною  $l_{ш}$  або через кабель іншого перерізу, результуючу довжину провідника шинопровід – кабель (кабель – кабель) виражають через довжину пошкодженого кабелю [40]:

$$l_{\Sigma кб} = l_{кб} + z_{1ш} l_{ш} / z_{1кб} \quad (3.29)$$

де  $z_{1кб}$  и  $z_{1ш}$  – повні опори прямої послідовності шинопроводу та кабелю, мОм.

Вплив активного опору дуги на струм КЗ можна також враховувати шляхом множення розрахункового струму КЗ, знайденого без урахування опору дуги в місці КЗ, на залежний від опору ланцюга КЗ поправочний коефіцієнт  $K_c$ . Значення коефіцієнта  $K_c$ , отриманого експериментально при КЗ за трансформаторами потужністю 630–1000 кВ×А, можна визначити по кривим рис. 3.6 [40].



1 – для початкового моменту КЗ; 2 – для усталеного КЗ

Рисунок 3.6 – Залежність коефіцієнта  $K_c$ , знайденого експериментально, від опору кола КЗ [40]

Опір кола КЗ ( $Z_k$ ) визначають залежно від виду КЗ: при трифазному

$$z_k^{(3)} = \sqrt{r_{\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2} ;$$

при двофазному

$$z_{\kappa}^{(2)} = 2 / \sqrt{3} \sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2} ;$$

при однофазному

$$z_{\kappa}^{(1)} = 1/3 \sqrt{(2r_{1\Sigma} + r_{0\Sigma})^2 + (2x_{1\Sigma} + x_{0\Sigma})^2} .$$

Наведеним на рис. 3.6 кривим  $K_c=f(Z_{\kappa})$  відповідають вирази [40]

$$K_c = 0,6 - 0,0025z_{\kappa} + 0,114\sqrt{z_{\kappa}} - 0,133\sqrt[3]{z_{\kappa}} ; \quad (3.30)$$

$$K_c = 0,55 - 0,002z_{\kappa} + 0,1\sqrt{z_{\kappa}} - 0,123\sqrt[3]{z_{\kappa}} .$$

### 3.6 Розрахунок початкового значення періодичної складової струму короткого замикання

При електропостачанні електроустановки від енергосистеми через понижуючий трансформатор початкове діюче значення періодичної складової трифазного струму КЗ ( $I_{по}$ ) у кілоамперах без урахування підживлення від комплексного навантаження (пристрій компенсації) розраховують за формулою [40]

$$I_{по} = \frac{U_{\text{ср.НН}}}{\sqrt{r_{1\Sigma}^2 + x_{1\Sigma}^2}} , \quad (3.31)$$

де  $U_{\text{ср.НН}}$  – середня номінальна напруга мережі, в якій сталося коротке замикання, В;  $r_{1\Sigma}$ ,  $x_{1\Sigma}$  – Відповідно сумарне активне і сумарне індуктивний опори прямої послідовності кола КЗ, мОм.

Ці опори дорівнюють:

$$r_{1\Sigma} = r_T + r_p + r_{TA} + r_{\text{кв}} + r_{\text{ш}} + r_{\text{к}} + r_{1\text{кб}} + r_{\text{вл}} + r_{\text{д}} ,$$

$$x_{1\Sigma} = x_c + x_T + x_p + x_{TA} + x_{\text{кв}} + x_{\text{ш}} + x_{1\text{кб}} + x_{\text{вл}} ,$$

де  $r_T$  і  $x_T$  – активний і індуктивний опори прямої послідовності понижувального трансформатора, мОм;  $r_{TA}$  і  $x_{TA}$  – активний і індуктивний опори первинних обмоток трансформаторів струму, мОм;  $x_c$  – еквівалентний індуктивний опір системи до понижувального трансформатора,

МОм,приведений до ступені нижчої напруги;  $r_p$  – активний і індуктивний опори реакторів, МОм;  $r_{кв}$  и  $x_{кв}$  – активний і індуктивний опори струмових котушок автоматичних вимикачів, МОм;  $r_{ш}$  и  $x_{ш}$  – активний і індуктивний опори шинопроводів, МОм;  $r_k$  – сумарний активний опір різних контактів, МОм;  $r_{1кб}$ ,  $r_{вл}$  и  $x_{1кб}$ ,  $x_{вл}$  – активні та індуктивні опори прямої послідовності кабельних та повітряних ліній, МОм;  $r_d$  – активний опір дуги в місці КЗ, МОм.

Якщо електропостачання електроустановки здійснюється від енергосистеми через понижуючий трансформатор і поблизу місця КЗ є комплексна завантаження (компенсуючий пристрій), то початкове діюче значення періодичної складової струму КЗ з урахуванням підживлення від електродвигунів або комплексної навантаження слід визначати як суму струмів від енергосистеми і комплексної навантаження.

### 3.7 Розрахунок аперіодичної складової струму короткого замикання

Найбільше початкове значення аперіодичної складової струму КЗ ( $i_{a0}$ ) у загальному випадку вважають рівним амплітуді періодичної складової струму в початковий момент КЗ [40]

$$i_{a0} = \sqrt{2}I_{по}. \quad (3.32)$$

У радіальних мережах аперіодичну складову струму КЗ в довільний момент часу ( $i_{at}$ ) розраховують за формулою [19]

$$i_{at} = i_{a0}e^{-t/T_a}, \quad (3.33)$$

де  $t$  – час, с;  $T_a$  – постійна часу загасання аперіодичної складової струму КЗ с, що дорівнює [40]

$$T_a = \frac{x_{\Sigma}}{\omega_c r_{\Sigma}}, \quad (3.34)$$

де  $x_{\Sigma}$  и  $r_{\Sigma}$  – результуючі індуктивний і активний опори кола КЗ, МОм;  $\omega_c$  – синхронна кутова частота напруги мережі, рад/с.

Якщо точка КЗ ділить розрахункову схему на радіальні, незалежні одна від одної гілки, то аперіодичну складову струму КЗ в довільний момент часу слід визначати як суму аперіодичних складових струмів окремих гілок за формулою [40]

$$i_{af} = \sum_{i=1}^m i_{a0i} e^{-t/T_{ai}}, \quad (3.35)$$

де  $m$  – кількість незалежних гілок схеми;  $i_{a0i}$  – початкове значення аперіодичної складової струму КЗ  $i$ -ї гілки, кА.

### 3.8 Розрахунок ударного струму короткого замикання

Ударний струм трифазного КЗ ( $i_{уд}$ ) в електроустановках з одним джерелом енергії (енергосистема або автономне джерело) розраховують за формулою [19]

$$i_{уд} = \sqrt{2} I_{по} (1 + \sin \varphi_{\kappa} e^{-t_{уд}/T_a}) = \sqrt{2} I_{по} K_{уд}, \quad (3.36)$$

де  $K_{уд} = (1 + \sin \varphi_{\kappa} e^{-t_{уд}/T_a})$  – ударний коефіцієнт, який може бути визначений за кривими рис. 3.7 [40];  $T_a$  – постійна часу загасання а періодичної складової струму КЗ;  $\varphi_{\kappa}$  – кут зсуву по фазі напруги або ЕРС джерела і періодичної складової струму КЗ, який розраховують за формулою [40]

$$\varphi_{\kappa} = \operatorname{arctg} x_{1\Sigma} / r_{1\Sigma},$$

$t_{уд}$  – час від початку КЗ до появи ударного струму, с, рівний [40]

$$t_{уд} = 0,01 \frac{\pi/2 + \varphi_{\kappa}}{\pi}.$$

Якщо точка КЗ ділить розрахункову схему на радіальні, незалежні одна від одної гілки, то ударний струм КЗ ( $i_{уд}$ ) визначають як суму ударних струмів окремих гілок за формулою [40]

$$i_{уд} = \sum_{i=1}^m \sqrt{2} I_{поi} (1 + e^{t_{уд}/T_{ai}}), \quad (3.37)$$

де  $m$  – число незалежних гілок схеми;  $T_{поi}$  – початкове діюче значення періодичної складової струму КЗ в  $i$ -й гілці, кА;  $t_{уд i}$  – час появи ударного струму в  $i$ -й гілці, с;  $T_{ai}$  – постійна часу загасання а періодичної складової струму КЗ в  $i$ -й гілці, с.



Рисунок 3.7 – Криві залежності ударного коефіцієнта  $K_{уд}$  від відношень  $r/x$  і  $x/r$

### 3.9 Врахування конденсаторних батарей пристрою компенсації реактивної потужності при розрахунку струмів короткого замикання

При розрахунках струмів КЗ слід враховувати вплив кожного комплексного навантаження, якщо струм в місці КЗ від цього навантаження становить не менше 5% струму в місці КЗ, визначеного без урахування навантаження.

У загальному випадку струм КЗ від комплексного навантаження слід визначати як геометричну суму струмів від її окремих елементів.

У наближених розрахунках допускається еквівалентування комплексного навантаження з представленням його у вигляді еквівалентної ЕРС і еквівалентного опору.

Максимальну амплітуду струму КЗ від конденсаторних батарей поперечної компенсації ( $I_{\max}$ ) в кілоамперах слід визначати за формулою [20]:

$$I_{\max} = \frac{U_{c|0|}}{\omega_0 L} = \frac{U_{c|0|}}{\omega_0 (L_k + L_{вн})}, \quad (3.38)$$

де  $U_{c|0|}$  – напруга на конденсаторній батареї до КЗ, кВ;  $L_k$  і  $L_{вн}$  – індуктивності відповідно конденсаторній батареї і ланцюга між батареєю і точкою КЗ, Гн;  $\omega_0$  – кутова частота власних коливань коротко замкненого контуру з конденсаторною батареєю, рад/с.

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{1}{LC_{\text{кв}}} - \frac{R^2}{4L^2}}, \quad (3.39)$$

$C_{\text{кв}}$  – ємність конденсаторної установки

Вільну складову струму КЗ від конденсаторної батареї ( $i_{\text{св}}$ ) слід визначати за формулою[20]

$$i_{\text{св}} = I_{\text{max}} \cdot e^{-bt} \sin(\omega_0 t + \pi), \quad (3.40)$$

де  $b = R/2L = [R_{\text{к}(\omega_0)} + R_{\text{вн}}]/2L$  коефіцієнт згасання, Ом/Гн;  $R_{\text{к}(\omega_0)}$  – активний опір конденсаторної батареї при частоті  $\omega_0$ , Ом;  $R_{\text{вн}}$  – активний опір зовнішньої по відношенню до конденсаторної батареї частини контуру, Ом.

При розрахунку струму КЗ від конденсаторної батареї активним опором та індуктивністю батареї можна знехтувати, якщо похибка розрахунків не перевищить 5–10%.

#### 4 РОЗРАХУНОК СТРУМІВ КОРОТКОГО ЗАМИКАННЯ ГШП СЕКЦІЙ ПЕЧЕЙ ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ

Розрахунок проводиться на прикладі головного шинного пакету секції печей графітації змінного струму №6 ПАТ «Український графіт». Живлення забезпечується від підстанцій (ПС) ПАТ «ЗАЛК» та ПАТ «Український графіт» [57, 58].

Для розрахунку динамічної та термічної стійкості головного шинного пакету секції печей графітації змінного струму № 6 необхідно зробити розрахунок струмів, які будуть протікати в ГШП у випадку короткого замикання провідників шинного пакету.

Електропостачання секції печей графітації здійснюється через пічні трансформатори (табл. 4.1) підключені на збірні шини трифазної напруги 10 кВ РУ ПС-2, що живиться від ПС «ЗАЛК» та ПС «Графіт» (рис. 4.1).

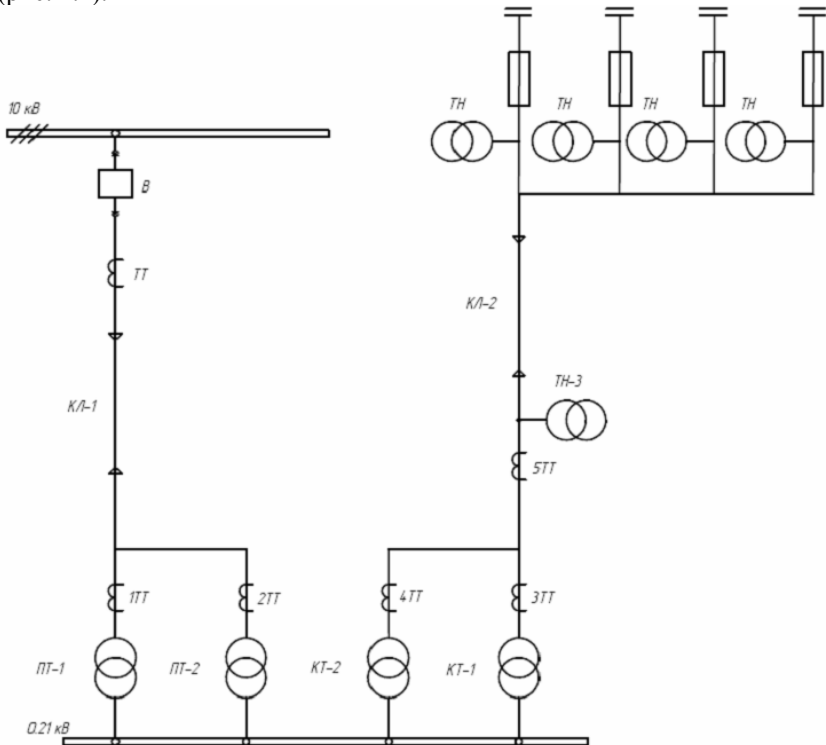


Рисунок 4.1 – Розрахункова схема КЗ

Найбільш важкий випадок короткого замикання буде, коли розрахункова точка КЗ знаходиться з боку головного шинного пакету в безпосередній близькості до місця підключення живлячих трансформаторів (до 5–10 м), тому що в цьому випадку вплив індуктивного і активного опору ГУШП на струм короткого замикання буде незначним [40, 20].

Таблиця 4.1 – Паспортні дані живлячих і компенсаційних трансформаторів секції печей графітації змінного струму № 6

тр-р	тип тр-ра	гр. з'єдн	пол. РНО	$U_{ВН},$ В	$U_{НН},$ В	$S_{ном},$ кВА	$I_{ВН},$ А	$I_{НН},$ А	$U_{кз},$ %	$P_{кз},$ кВт	$P_{хх},$ кВт
ПТ-1	ЭЦПС-8200/10	1/1-0	1	10000	204,0	7650	765	37500	7,1	110,3	12,4
			9	10000	158,5	7450	745	45500	11,6	164	-
			17	10000	137,0	6230	623	45500	14,9	135,0	-
ПТ-2	ЭЦПС-8200/10	1/1-0	1	10000	204,0	7000	700	34300	6,3	79,9	13,2
			9	10000	158,5	6600	660	42250	10,85	108,4	7,0
			17	10000	137,0	5780	578	42250	13,3	102,9	4,25
ТК-1	ЭЦПС-8200/10	1/1-0	1	10000	204,0	7650	765	37700	6,46	80,5	20,0
			9	10000	158,5	7450	745	45500	-	-	-
			17	10000	137,0	6230	623	45500	-	-	-
ТК-2	ЭЦПС-8200/10	1/1-0	1	10000	204,0	7650	765	37700	7,1	110,3	13,2
			9	10000	158,5	7450	745	45500	11,6	164	-
			17	10000	137,0	6230	623	45500	14,9	135	12,4

Коротке замикання, викликане зв'язком або замиканням провідників шинних конструкцій, по яких протікають струми різного напрямку, виходячи з особливостей системи енергопостачання секцій печей графітації, є двофазним коротким замиканням.

Потужність короткого замикання системи при електропостачанні від ПС «ЗалК» складає:

– для  $I_{кз.ВНmax} = 28,996$ , кА

$$S_{кз} = \sqrt{3} I_{кз.ВН} U_{ср.ВН} = \sqrt{3} \cdot 28,996 \cdot 10 = 502,23, \text{ МВА};$$

– для  $I_{кз.ВНmin} = 20,148$ , кА

$$S_{кз} = \sqrt{3} I_{кз.ВН} U_{ср.ВН} = \sqrt{3} \cdot 20,148 \cdot 10 = 348,97, \text{ МВА}.$$

Потужність короткого замикання системи при електропостачанні від ПС «Графіт»:

– для  $I_{кз.ВНmax} = 22,511$ , кА

$$S_{кз} = \sqrt{3} I_{кз.ВН} U_{ср.ВН} = \sqrt{3} \cdot 22,511 \cdot 10 = 389,9, \text{ МВА};$$

– для  $I_{кз.ВН\min} = 14,31, \text{ кА}$

$$S_{кз} = \sqrt{3} I_{кз.ВН} U_{ср.ВН} = \sqrt{3} \cdot 14,31 \cdot 10 = 247,86, \text{ МВА}.$$

Для розрахунку найбільш важкого випадку короткого замикання приймається потужність короткого замикання системи  $S_{кз} = 502,23 \text{ МВА}$ .

Згідно з [19, 40, 57, 58, 94, 101] схема заміщення розрахункової схеми (рис. 4.1.) буде мати вид, що приведено на рис. 4.2.

#### 4.1 Вихідні дані

Система (S):

$$S_{кз} = 502,23 \text{ МВА};$$

$$U_{ср.ВН} = 10 \text{ кВ}.$$

Трансформатори:

Паспортні дані трансформаторів наведені у табл. 2.1.

Кабельні лінії КЛ1, КЛ2:

ААШв-10 6(3x185):

$$r_0 = 0,208 \text{ МОм/м};$$

$$x_0 = 0,112 \text{ МОм/м [40];}$$

$$l_1 = 90 \text{ м}; l_2 = 60 \text{ м}.$$

Трансформатори струму 1ТТ, 2ТТ, 3ТТ, 4ТТ, 5ТТ:

ТОЛ-10 1500/5 0,5

ТТ: ТПОЛ-10 1500/5 0,5

Конденсаторна установка:

КС-10,5-2-75;

$$U_{ср.ВН} = 10,5 \text{ кВ};$$

$$I_{ВН} = 1,5 \text{ кА};$$

$$Q = 17000 \text{ кВар, 4 секції}$$

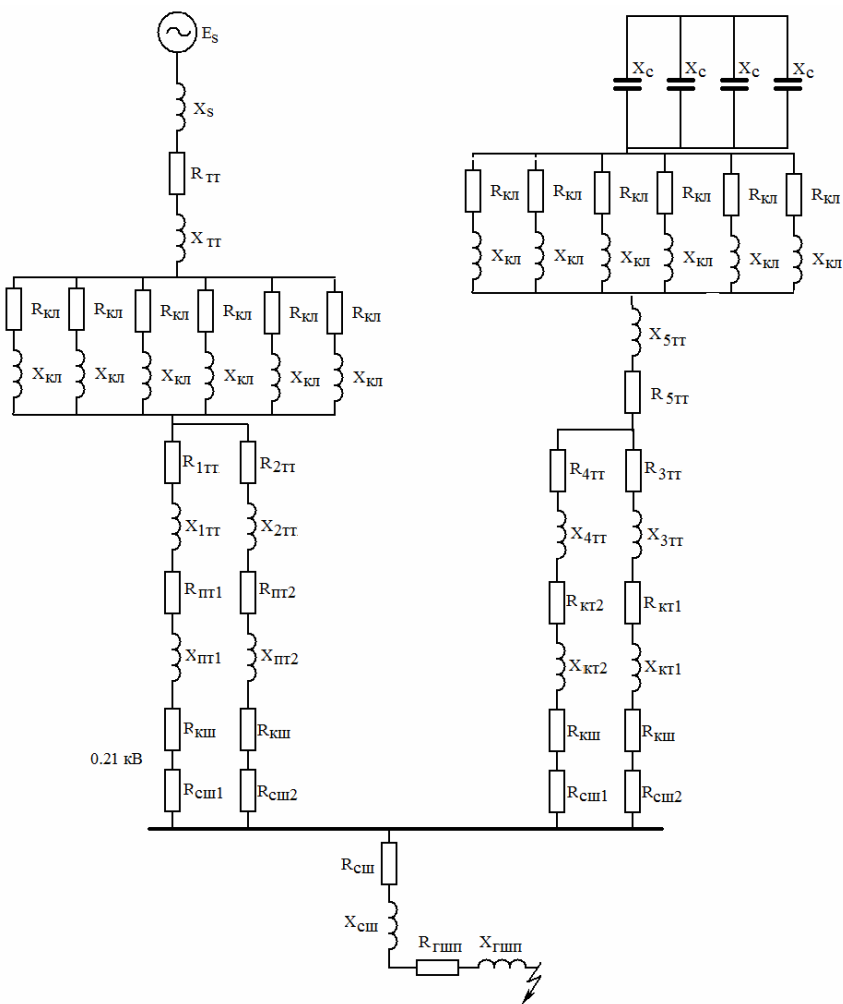


Рисунок 4.2 – Схема заміщення КЗ

Коротке замикання з боку ГШП розраховується для найбільш несприятливого випадку, коли трансформатори ПТ1, ПТ2, КТ1, КТ2 працюють на ступені 1 з напругами обмотки НН 204 В і підключені всі секції КУ.

## 4.2 Розрахунок параметрів схеми заміщення мережі живлення. Параметри схеми заміщення прямої послідовності

Схема заміщення прямої послідовності представлена на рис. 4.3 [57, 58, 94, 101]

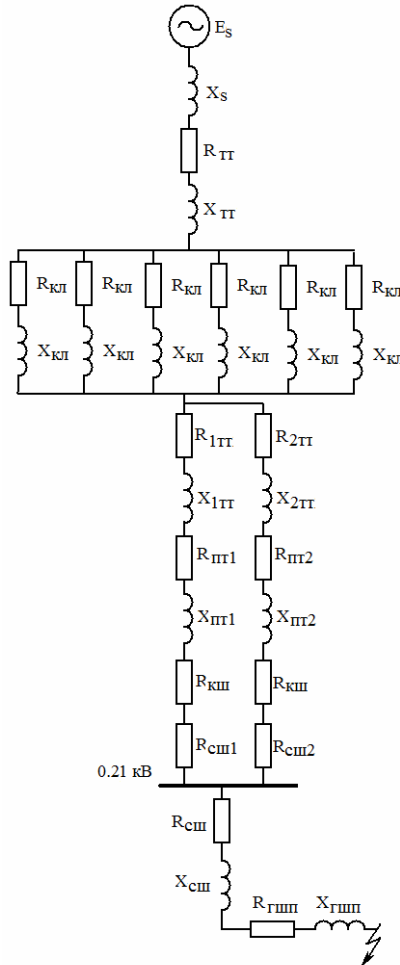


Рисунок 4.3 – Схема заміщення прямої послідовності

Опір системи, розрахований за формулою (3.1) для  $S_{\text{кз}} = 502,23$  МВА складе

$$x_c = \frac{U_{\text{ср.НН}}}{S_{\text{кз}}} = \frac{204}{502,23} = 0,083 \text{ мОм.}$$

Активний та індуктивний опори трансформаторів, що розраховані по (3.21), (3.22), складуть:

ПТ1:

$$r_{\text{ПТ1}} = \frac{P_{\text{к.НОМ}} \cdot U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} = \frac{110,3 \cdot 204^2}{7650^2} = 0,078 \text{ мОм;}$$

$$\begin{aligned} x_{\text{ПТ1}} &= \sqrt{u_{\text{к}}^2 - \left( \frac{100 \cdot P_{\text{к.НОМ}}}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} \right)^2} \cdot \frac{U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}} \cdot 10^4 = \\ &= \sqrt{7,1^2 - \left( \frac{100 \cdot 110,3}{7650^2} \right)^2} \cdot \frac{204^2}{7650} \cdot 10^4 = 0,378 \text{ мОм;} \end{aligned}$$

ПТ2:

$$r_{\text{ПТ2}} = \frac{P_{\text{к.НОМ}} \cdot U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} = \frac{79,9 \cdot 204^2}{7000^2} = 0,068 \text{ мОм;}$$

$$\begin{aligned} x_{\text{ПТ2}} &= \sqrt{u_{\text{к}}^2 - \left( \frac{100 \cdot P_{\text{к.НОМ}}}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} \right)^2} \cdot \frac{U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}} \cdot 10^4 = \\ &= \sqrt{6,3^2 - \left( \frac{100 \cdot 79,9}{7000^2} \right)^2} \cdot \frac{204^2}{7000} \cdot 10^4 = 0,368 \text{ мОм;} \end{aligned}$$

Активний та індуктивний опори трансформаторів струму, згідно [40], з урахуванням коефіцієнта трансформації, складуть:

$$\begin{aligned} r_{\text{ТТ}} = r_{1\text{ТТ}} = r_{2\text{ТТ}} &= \frac{0,05 \cdot 0,204^2}{10^2} = 2,081 \cdot 10^{-5} \text{ мОм;} \\ x_{\text{ТТ}} = x_{1\text{ТТ}} = x_{2\text{ТТ}} &= \frac{0,07 \cdot 0,204^2}{10^2} = 2,913 \cdot 10^{-5} \text{ мОм.} \end{aligned}$$

Оскільки величина активних та індуктивних опорів трансформатора струму у багато разів менше сумарного опору схеми заміщення, цими опорами можна знехтувати.

Активний та індуктивний опір кабельної лінії КЛП, згідно [19, 40], з урахуванням коефіцієнта трансформації, складуть:

$$r_{\text{клп}} = r_0 \cdot l_1 \cdot \frac{U_{\text{сп.НН}}^2}{U_{\text{сп.ВН}}^2} = 0,208 \cdot 90 \cdot \frac{0,204^2}{10^2} = 7,7 \cdot 10^{-3} \text{ мОм};$$

$$x_{\text{клп}} = x_0 \cdot l_1 \cdot \frac{U_{\text{сп.НН}}^2}{U_{\text{сп.ВН}}^2} = 0,112 \cdot 90 \cdot \frac{0,204^2}{10^2} = 2,1 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}.$$

Опір перехідних контактних з'єднань кабельних ліній становить  $0,018 \cdot 0,204^2 / 10^2 = 4,99 \cdot 10^{-6}$  мОм [40], що у багато разів менше величини сумарного опору прямої послідовності. Тому його величину можна не враховувати.

Опір перехідних контактів плоских шин розраховується згідно [25]:

– для контакту мідь – мідь

$$r_{\text{к мм}} = \frac{0,9}{p^{0,92}} \cdot \frac{1}{A^{0,11}} = \frac{0,9}{(9 \cdot 10^5)^{0,92}} \cdot \frac{1}{(9 \cdot 10^4)^{0,11}} = 8,5 \cdot 10^{-4} \text{ мОм},$$

де  $p$  – нормальне зусилля стиснення контактуючих елементів, Н;  $A$  – поверхню контакту,  $\text{мм}^2$ .

– для контакту мідь – алюміній

$$r_{\text{к ма}} = \frac{1,2}{p^{0,91}} \cdot \frac{1}{A^{0,12}} = \frac{1,2}{(9 \cdot 10^5)^{0,91}} \cdot \frac{1}{(9 \cdot 10^4)^{0,12}} = 1,2 \cdot 10^{-3} \text{ мОм},$$

Активні і індуктивні опору головного шинного пакета і збірних шин від трансформаторів до ГШП розраховуються на основі електротеплової моделі з урахуванням впливу поверхневих ефектів, ефектів близькості і зовнішнього поверхневого ефекту, а також впливу температури провідників ГШП в середовищі пакета Comsol Multiphysics. За результатами розрахунку питомі активні та індуктивні опори ГШП з мідних шин перерізом  $300 \times 12 \text{ мм}^2$  складуть  $r_0 = 6,14 \cdot 10^{-4} \text{ мОм/м}$ ;  $x_0 = 9,27 \cdot 10^{-4}$

мОм/м. З урахуванням довжин ділянок активні і реактивні опору мідних шин ГШП перетином  $300 \times 12 \text{ мм}^2$  складуть:

$$\begin{aligned} r_{\text{гшп}} &= 2,15 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \quad r_{\text{сш}} = 1,66 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \\ r_{\text{сш1}} &= 1,23 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \quad r_{\text{сш2}} = 3,19 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \\ x_{\text{гшп}} &= 3,24 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \quad x_{\text{сш}} = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \\ x_{\text{сш1}} &= 1,85 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \quad x_{\text{сш2}} = 4,82 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; \end{aligned}$$

Схема заміщення прямої послідовності (рис. 4.3) замінюється еквівалентною, представленою на рис. 4.4 [57, 58, 94, 101]. Шляхом наступних перетворень можна отримати:

$$\begin{aligned} r_1 &= \frac{r_{\text{кп1}}}{6}; \quad x_1 = \frac{x_{\text{кп1}}}{6}; \\ r_2 &= r_{\text{пт1}} + r_{\text{к}} + r_{\text{сш1}}; \quad x_2 = x_{\text{пт1}} + x_{\text{к}} + x_{\text{сш1}}; \\ r_3 &= r_{\text{пт2}} + r_{\text{к}} + r_{\text{сш2}}; \quad x_3 = x_{\text{пт2}} + x_{\text{к}} + x_{\text{сш2}}; \\ r_4 &= \text{Re} \left[ \frac{[r_2 + j(x_2)] \cdot [r_3 + j(x_3)]}{[r_2 + j(x_2)] + [r_3 + j(x_3)]} \right]; \quad x_4 = \text{Im} \left[ \frac{[r_2 + j(x_2)] \cdot [r_3 + j(x_3)]}{[r_2 + j(x_2)] + [r_3 + j(x_3)]} \right]. \end{aligned}$$

Числові результати перетворень для ГШП з мідних шин перерізом  $300 \times 12 \text{ мм}^2$  наведені в табл. 4.2 [57, 58].

Таблиця 4.2 – Активні та індуктивні опори еквівалентної схеми заміщення, представленої на рис. 4.4

$r_1$ , мОм	$1,3 \cdot 10^{-3}$
$x_1$ , мОм	$0,35 \cdot 10^{-3}$
$r_2$ , мОм	0,08
$x_2$ , мОм	0,38
$r_3$ , мОм	0,071
$x_3$ , мОм	0,373
$r_4$ , мОм	0,038
$x_4$ , мОм	0,188

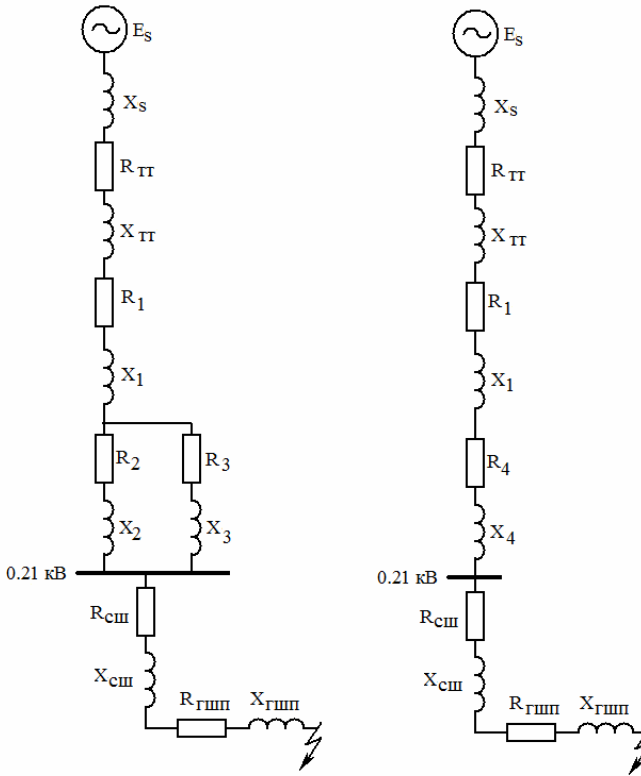


Рисунок 4.4 – Еквівалентні перетворення схеми заміщення прямої послідовності

### 4.3 Розрахунок струмів короткого замикання

Сумарний активне і індуктивний опори схеми заміщення прямої послідовності для мідних шин перерізом  $300 \times 12$  мм<sup>2</sup> будуть дорівнювати [57, 58]:

$$r_{1\Sigma} = r_1 + r_4 + r_{\text{сш}} + r_{\text{гшп}} = 1,3 \cdot 10^{-3} + 0,038 + 2,15 \cdot 10^{-3} + 1,66 \cdot 10^{-3} = 0,043 \text{ МОм};$$

$$x_{1\Sigma} = x_c + x_1 + x_4 + x_{\text{сш}} + x_{\text{гшп}} = 0,083 + 0,35 \cdot 10^{-3} + 0,188 + 2,5 \cdot 10^{-3} + 3,24 \cdot 10^{-3} = 0,2767 \text{ МОм};$$

Згідно [40] опори прямої і зворотної послідовностей для мідних шин перерізом  $300 \times 12$  мм<sup>2</sup> дорівнюють:

$$r_{1\Sigma}=r_{2\Sigma}=0,043 \text{ мОм}; \quad x_{1\Sigma}=x_{2\Sigma}=0,2767 \text{ мОм};$$

Подальші розрахунки виконуються відповідно до комплексної схеми заміщення для двофазного КЗ (рис. 3.1) і співвідношенням (3.21).

Розрахунок початкового значення періодичної складової струму короткого замикання, опору дуги в місці КЗ, аперіодичної складової струму, ударного коефіцієнта і ударного струму КЗ виконується за формулами (3.28), (3.31)–(3.36). Результати розрахунків для різних варіантів ГШП наведені в табл. 4.3. і на рис. 4.5 [57, 58, 94, 101].

Таблиця 4.3 – Розрахункові значення складових струму КЗ, опору дуги, ударного коефіцієнта і ударного струму КЗ

	Мідні шини перерізом 300×12 мм <sup>2</sup>
$I_{п0 \text{ max}}, \text{ кА}$	363,514
$r_{д}, \text{ мОм}$	2,21
$I_{п0 \text{ min}}, \text{ кА}$	172,973
$I_{а0 \text{ max}}, \text{ кА}$	514,087
$I_{а0 \text{ min}}, \text{ кА}$	244,621
$k_{уд \text{ max}}$	1,623
$k_{уд \text{ min}}$	1
$I_{уд \text{ max}}, \text{ кА}$	834,269
$I_{уд \text{ min}}, \text{ кА}$	244,654

Сумарний опір контуру системи в основному визначається величинами індуктивного опору системи ( $x_c = 0,083 \text{ мОм}$ ) і величинами індуктивного та активного опорів живлячих трансформаторів ( $r_{пт1} = 0,078 \text{ мОм}; x_{пт1} = 0,378 \text{ мОм}; r_{пт2} = 0,068 \text{ мОм}; x_{пт2} = 0,368 \text{ мОм}$ ), які значно більше, ніж значення опорів ділянок головного шинного пакета:  $r_{гшп} = 2,15 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}; x_{гшп} = 3,24 \cdot 10^{-3} \text{ мОм}$  [57, 58].

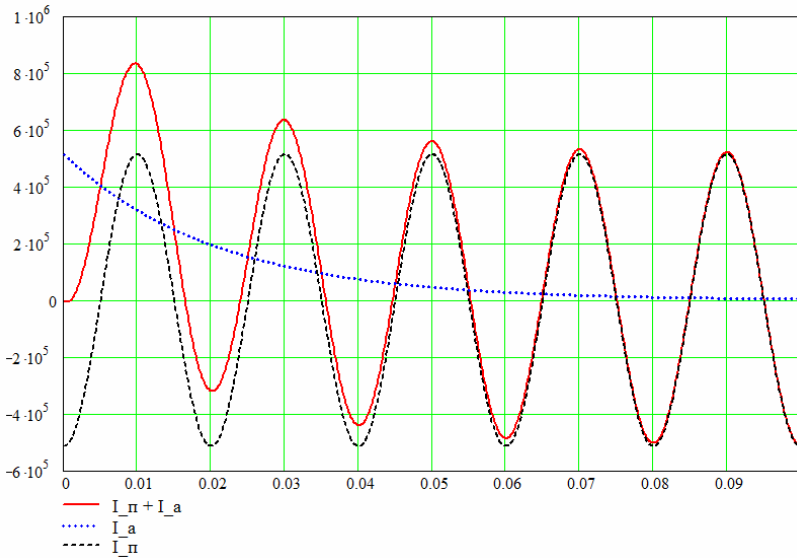


Рисунок 4.5 – Складові струму КЗ для ГШП з мідних шин перерізом  $300 \times 12 \text{ мм}^2$

#### 4.4 Розрахунок параметрів схеми заміщення контуру установки компенсації реактивної потужності

Розрахункова точка короткого замикання К, розбиває вузол навантаження на два самостійних контури КЗ: живляча система С і конденсаторна установка КУ.

Однолінійна схема заміщення контуру конденсаторної установки наведена на рис. 4.6 [57, 58, 94, 101]. Тут заряджена до КЗ установка, імітована ємністю  $C_{КУ}$  і залишковим напругою  $U_{КУ}$ , значення якого в межі одно амплітуді номінальної напруги ступеня, де підключена КУ.

Активний та індуктивний опір трансформаторів, розрахований за формулами (3.22), (3.23), складе:

ТК1:

$$r_{TK1} = \frac{P_{к.НОМ} \cdot U_{НН.НОМ}^2}{S_{т.НОМ}^2} = \frac{90,5 \cdot 204^2}{7650^2} = 0,064 \text{ мОм};$$

$$\begin{aligned}
 x_{\text{TK1}} &= \sqrt{u_k^2 - \left( \frac{100 \cdot P_{\text{к.НОМ}}}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} \right)^2} \cdot \frac{U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}} \cdot 10^4 = \\
 &= \sqrt{6,46^2 - \left( \frac{100 \cdot 90,5}{7650^2} \right)^2} \cdot \frac{204^2}{7650} \cdot 10^4 = 0,345 \text{ МОм};
 \end{aligned}$$

TK2:

$$r_{\text{TK2}} = \frac{P_{\text{к.НОМ}} \cdot U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} = \frac{110,3 \cdot 204^2}{7650^2} = 0,078 \text{ МОм};$$

$$\begin{aligned}
 x_{\text{TK2}} &= \sqrt{u_k^2 - \left( \frac{100 \cdot P_{\text{к.НОМ}}}{S_{\text{Т.НОМ}}^2} \right)^2} \cdot \frac{U_{\text{НН.НОМ}}^2}{S_{\text{Т.НОМ}}} \cdot 10^4 = \\
 &= \sqrt{7,1^2 - \left( \frac{100 \cdot 90,5}{7650^2} \right)^2} \cdot \frac{204^2}{7650} \cdot 10^4 = 0,378 \text{ МОм};
 \end{aligned}$$

Активний та індуктивний опір трансформаторів струму, згідно [19, 40], з урахуванням коефіцієнта трансформації, складе:

$$r_{3\text{ГТ}} = r_{4\text{ГТ}} = r_{5\text{ГТ}} = \frac{0,05 \cdot 0,204^2}{10^2} = 2,081 \cdot 10^{-5} \text{ МОм};$$

$$x_{3\text{ГТ}} = x_{4\text{ГТ}} = x_{5\text{ГТ}} = \frac{0,07 \cdot 0,204^2}{10^2} = 2,913 \cdot 10^{-5} \text{ МОм}.$$

Оскільки як величина активних та індуктивних опорів трансформаторів струму у багато разів менше сумарного опору схеми заміщення, цими опорами можна знехтувати.

Активний та індуктивний опір кабельної лінії КЛ2, згідно [19, 40], з урахуванням коефіцієнта трансформації, складе:

$$r_{\text{кл2}} = r_0 \cdot l_2 \cdot \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{U_{\text{ср.ВН}}^2} = 0,208 \cdot 60 \cdot \frac{0,204^2}{10^2} = 5,2 \cdot 10^{-3} \text{ МОм};$$

$$x_{кн2} = x_0 \cdot l_2 \cdot \frac{U_{cp.HH}^2}{U_{cp.BH}^2} = 0,112 \cdot 60 \cdot \frac{0,204^2}{10^2} = 1,4 \cdot 10^{-3} \text{ МОм.}$$

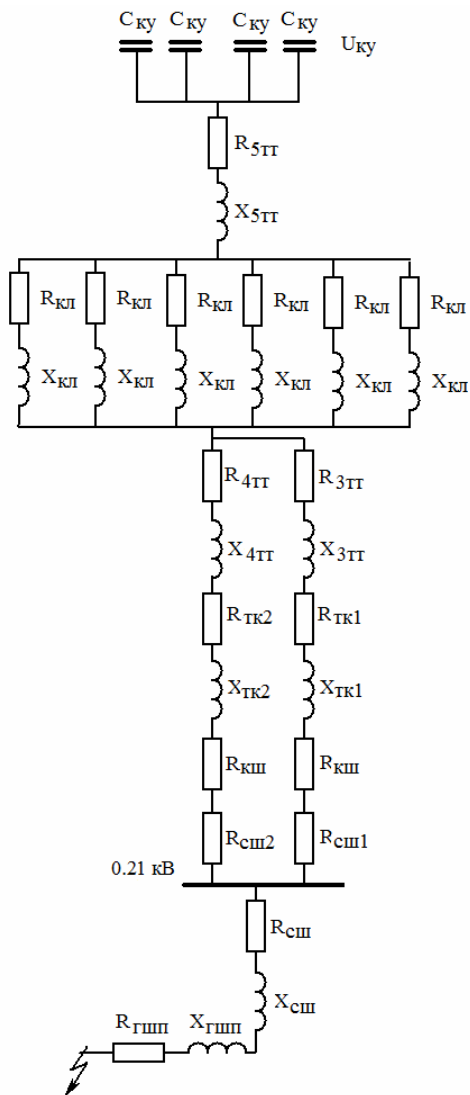


Рисунок 4.6 – Однолінійна схема заміщення контуру КУ

Опір перехідних контактних з'єднань кабельних ліній становить  $0,018 \cdot 0,204^2 / 10^2 = 4,99 \cdot 10^{-6}$  мОм [40], що у багато разів менше величини сумарного опору прямої послідовності. Тому його величинуможна не враховувати.

Опір перехідних контактів плоских шин розраховується згідно [25]:

– для контакту мідь – мідь

$$r_{\text{кмм}} = \frac{0,9}{p^{0,92}} \cdot \frac{1}{A^{0,11}} = \frac{0,9}{(9 \cdot 10^5)^{0,92}} \cdot \frac{1}{(9 \cdot 10^4)^{0,11}} = 8,5 \cdot 10^{-4} \text{ мОм,}$$

де  $p$  – нормальне зусилля стиснення контактуючих елементів, Н;  $A$  – поверхня контакту, мм<sup>2</sup>.

– для контакту мідь – алюміній

$$r_{\text{кма}} = \frac{1,2}{p^{0,91}} \cdot \frac{1}{A^{0,12}} = \frac{1,2}{(9 \cdot 10^5)^{0,91}} \cdot \frac{1}{(9 \cdot 10^4)^{0,12}} = 1,2 \cdot 10^{-3} \text{ мОм,}$$

З урахуванням довжин ділянок активні і реактивні опори для мідних шин ГШП перерізом  $300 \times 12$  мм<sup>2</sup> і ділянок збірних шин від компенсаційних трансформаторів до ГШП складуть:

$$r_{\text{гшп}} = 5,828 \cdot 10^{-3} \text{ мОм; } r_{\text{сш}} = 1,66 \cdot 10^{-3} \text{ мОм;}$$

$$r_{\text{сш1}} = 1,23 \cdot 10^{-3} \text{ мОм; } r_{\text{сш2}} = 3,19 \cdot 10^{-3} \text{ мОм;}$$

$$x_{\text{гшп}} = 8,8 \cdot 10^{-3} \text{ мОм; } x_{\text{сш}} = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ мОм;}$$

$$x_{\text{сш1}} = 1,85 \cdot 10^{-3} \text{ мОм; } x_{\text{сш2}} = 4,82 \cdot 10^{-3} \text{ мОм;}$$

Схема заміщення прямої послідовності (рис. 4.6) замінюється еквівалентною, представленою на рис. 4.7 [57, 58, 94, 101], Шляхом наступних перетворень можна отримати:

$$r_5 = \frac{r_{\text{кл2}}}{6};$$

$$x_5 = \frac{x_{\text{кл2}}}{6};$$

$$r_6 = r_{\text{тк1}} + r_{\text{к}} + r_{\text{сш1}};$$

$$\begin{aligned}
 x_6 &= x_{\text{TK1}} + x_k + x_{\text{сш1}}; \\
 r_7 &= r_{\text{TK2}} + r_k + r_{\text{сш2}}; \\
 x_7 &= x_{\text{TK2}} + x_k + x_{\text{сш2}}; \\
 r_8 &= \operatorname{Re} \left[ \frac{[r_6 + j(x_6)] \cdot [r_7 + j(x_7)]}{[r_6 + j(x_6)] + [r_7 + j(x_7)]} \right]; \\
 x_8 &= \operatorname{Im} \left[ \frac{[r_6 + j(x_6)] \cdot [r_7 + j(x_7)]}{[r_6 + j(x_6)] + [r_7 + j(x_7)]} \right]
 \end{aligned}$$

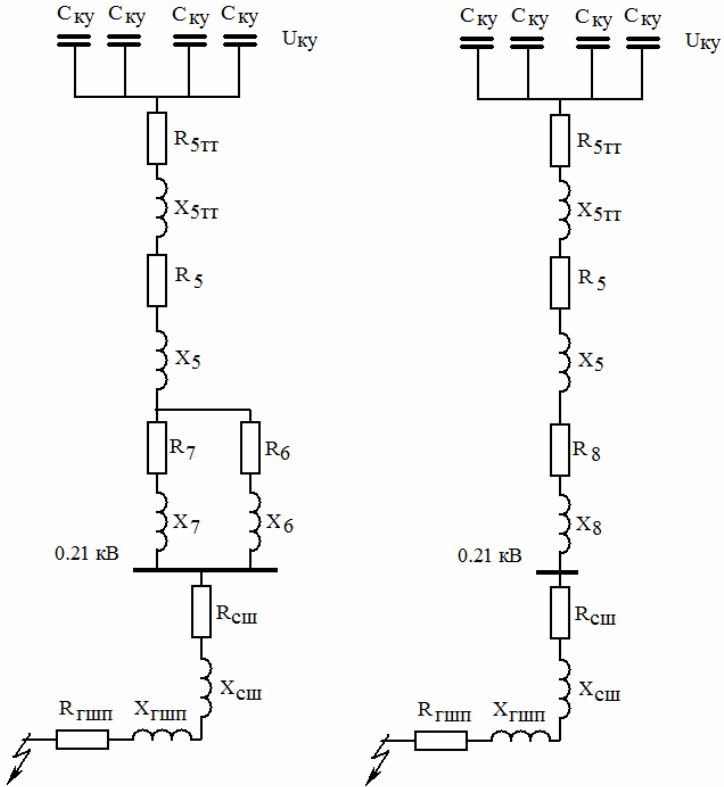


Рисунок 4.7 – Перетворення однолінійної схеми заміщення контуру КУ

Опір та ємність КУ розраховуються як

$$x_{\text{КУ}} = 2 \cdot \frac{U_{\text{КУ}}}{I_{\text{КУ}}} \cdot \frac{U_{\text{ср.НН}}^2}{U_{\text{ср.ВН}}^2} = 2 \cdot \frac{10}{1,5} \cdot \frac{0,204^2}{10^2} = 5,826 \text{ мОм.}$$

та

$$C_{\text{КУ}} = \frac{4}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot x_{\text{КУ}}} = \frac{4}{2 \cdot 3,14 \cdot 50 \cdot 5,826} = 2,15 \text{ Ф.}$$

Числові результати перетворень для різних варіантів ГШП наведені в табл. 4.4.

Таблиця 4.4 – Активні та індуктивні опори еквівалентної схеми заміщення контуру КУ, представленої на рис. 2.9

$r_5$ , мОм	$0,87 \cdot 10^{-3}$
$x_5$ , мОм	$0,23 \cdot 10^{-3}$
$r_6$ , мОм	0,066
$x_6$ , мОм	0,347
$r_7$ , мОм	0,082
$x_7$ , мОм	0,383
$r_8$ , мОм	0,0367
$x_8$ , мОм	0,182

#### 4.5 Розрахунок струмів короткого замикання від КУ і сумарного (повного) струму КЗ

Сумарні активний і індуктивний опори схеми заміщення прямої послідовності будуть дорівнювати:

$$r_{1\Sigma} = r_5 + r_8 + r_{\text{сш}} + r_{\text{рпп}} = 0,87 \cdot 10^{-3} + 0,0367 + 1,66 \cdot 10^{-3} + 5,828 \cdot 10^{-3} = 0,045 \text{ мОм;}$$

$$x_{1\Sigma} = x_5 + x_8 + x_{\text{сш}} + x_{\text{рпп}} = 0,23 \cdot 10^{-3} + 0,182 + 2,5 \cdot 10^{-3} + 8,8 \cdot 10^{-3} = 0,194 \text{ мОм;}$$

Згідно [40] опори прямої і зворотної послідовностей рівні.

Розрахункові значення індуктивності контуру КУ, коефіцієнта загущання, частоти власних коливань контуру КУ, максимальної ампліту-

ди струму КЗ і вільної складової, згідно (3.38)–(3.40), для різних варіантів ГШП наведені в табл. 4.5 і на рис. 4.8 [57, 58, 94, 101].

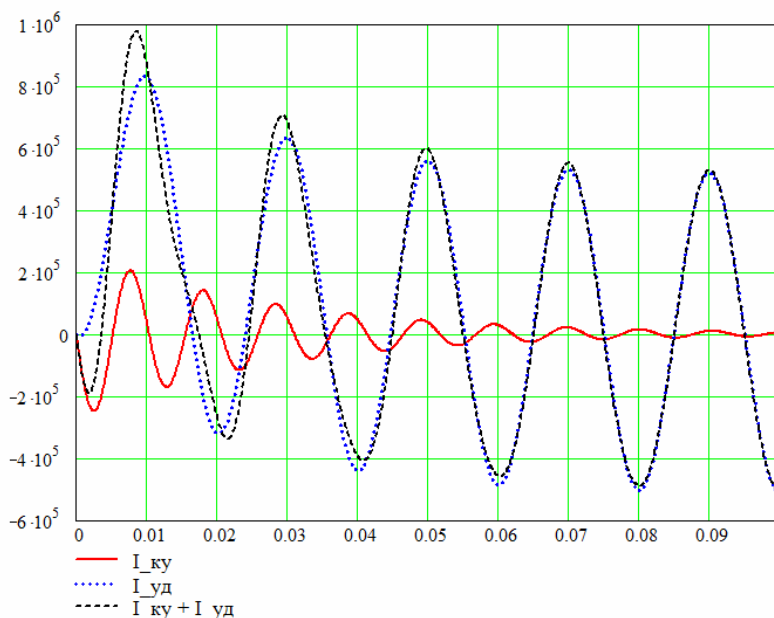


Рисунок 4.8 – Сумарний струм КЗ в ГШП з мідних шин перерізом  $300 \times 12 \text{ мм}^2$

Таблиця 4.5 – Індуктивність, коефіцієнт затухання, частота власних коливань контуру КУ і максимальна амплітуда струму КЗ

$L_{КУ}$ , Гн	$1,233 \cdot 10^{-6}$
$b$ , Ом/Гн	36,439
$\omega_0$ , рад/с	607,985
$I_{КУ \max}$ , кА	272,02

Як видно з рис. 4.8 максимальне значення струму короткого замикання від КУ припадає на момент часу  $t = 0,0025$  с і до моменту часу  $t = 0,1$  с величина струму КЗ від КУ практично повністю затухає на активному опорі контуру КУ.

Сумарні опори контурів системи та КУ в основному визначається величинами індуктивного опору системи ( $x_c = 0,083$  мОм), активних та індуктивних опорів живлячих трансформаторів ( $r_{\text{тр1}} = 0,078$  мОм;

$x_{пт1} = 0,378$  мОм;  $r_{пт2} = 0,068$  мОм;  $x_{пт2} = 0,368$  мОм) і компенсаційних трансформаторів ( $r_{тк1} = 0,064$  мОм;  $x_{тк1} = 0,345$  мОм;  $r_{тк2} = 0,078$  мОм;  $x_{тк2} = 0,378$  мОм), які суттєво перевищують значення опорів ділянок головного шинного пакета,  $r_{гши} = 5,828 \cdot 10^{-3}$  мОм;  $x_{гши} = 8,8 \cdot 10^{-3}$  мОм.

Частота власних коливань контуру КУ практично в 2 рази вище частоти вільної складової ударного струму (табл. 2.5.), Тому до моменту часу  $t = 0,0085$  с – для ГШП з мідних шин перерізом  $300 \times 12$  мм<sup>2</sup> струм короткого замикання від КУ накладається на ударний струм від системи, скорочуючи тим самим момент часу настання ударного струму і збільшуючи його значення в точці КЗ на 17,2% до  $I_{кз} = 977,6$  кА – для ГШП з мідних шин перерізом  $300 \times 12$  мм<sup>2</sup>. Ці значення сумарних струмів короткого замикання є вихідними даними для розрахунків динамічної та термічної стійкості провідників головного шинного пакета при КЗ.

## 5 МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ЕЛЕКТРОДИНАМІЧНОЇ СТІЙКОСТІ ГШП СЕКЦІЇ ПЕЧЕЙ ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ

### 5.1 Загальні положення методики розрахунку

Вибір розрахункової схеми шинних конструкцій головного шинного пакету є основною для наступного розрахунку електродинамічної стійкості.

Методика розрахунку електродинамічної стійкості головного шинного пакету (ГШП) визначається особливостями його конструкції, котрі враховуються розрахунковою механічною схемою [77, 95].

Діюча конструкція ГШП може розглядатися як сукупність статичних систем, що мають високу жорсткість, у котрих шини та ізолятори при КЗ залишаються нерухомими, так і динамічних систем з жорсткими опорами, у котрих шини при КЗ коливаються, а ізолятори можна вважати нерухомими.

Для ГШП секції печей графітації змінного струму можуть прийматись шинні конструкції, що класифікуються як конструкції з розрізними шинами, довжина яких дорівнює двом, трьом чи більше прольотам, без жорсткого кріплення на проміжних опорах, механічна схема яких наведена в табл. 5.1 [42].

У відповідності до цієї схеми однорядний ГШП має вид рівнопрольотної білки, що лежить чи закріплена на жорстких опорах та піддається взаємодії рівномірно розподіленого навантаження.

Допустимі механічні напруги в матеріалі провідників і механічні навантаження на опори при коротких замиканнях встановлюються відповідно до вимог стандартів [42] і наводяться в табл. 5.2.

Допустима механічна напруга в мідних жорстких шинах ( $\sigma_{\text{доп}}$ ) приймається рівною 70% від тимчасового опору розривові  $\sigma_p$ , який для міді марки МГМ складає 245 – 255 МПа, МГТ – 245 – 294 МПа [42]:

$$\sigma_{\text{доп}} = 0,7 \cdot \sigma_p. \quad (5.1)$$

У випадки зварних шин їх тимчасовий опір розривові знижується.

Ці дані, що відповідають п. 1.4.15 ПУЭ [54], так як найбільша механічна напруга в матеріалі жорстких шин не повинна перевищувати 0,7 тимчасового опору розривові за ГОСТ [42] наведено у табл. 5.2.

Допустиме навантаження на ізолятор (ізоляційну опору) ( $F_{\text{доп}}$ ) у ньютонках слід приймати рівною 60% від мінімального руйнівного нава-

нтаження  $F_{руйн}$ , що прикладене до вершини ізолятора (опори) при вигинів чи розриві. Тобто

$$F_{доп} = 0,6 \cdot F_{руйн} . \quad (5.2)$$

В залежності від взаємного розташування шин та ізоляторів останні піддаються впливові електродинамічних сил, працюючи на вигин чи розтягнення (стиснення) чи одночасно на вигин та розтягнення (стиснення). Допустимі навантаження на ізолятори при вигині ( $F_{доп.виг}$ ) та розтягненні ( $F_{доп.р}$ ) у цих випадках слід приймати відповідно рівними:

$$\left. \begin{aligned} F_{доп.виг} &= 0,6F_{руйн.виг} ; \\ F_{доп.р} &= 0,6F_{руйн.р} \end{aligned} \right\} \quad (5.3)$$

де  $F_{руйн.виг}$  і  $F_{руйн.р}$  – мінімальні руйнівні навантаження відповідно при вигині та розтягненні (стисненні) ізолятора, що задаються заводом-виробником, Н.

У відповідності до даних ЗАТ НПО «Изолятор» (рис. 5.1, табл. 5.3, 5.4)

$$\left. \begin{aligned} F_{доп.виг} &= 0,6F_{руйн.виг} = 0,6 \cdot 16 = 9,6кН; \\ F_{доп.р} &= 0,6F_{руйн.р} = 0,6 \cdot 400 = 240кН \end{aligned} \right\} - \text{для ізоляторів ОСК 16-3-4.}$$

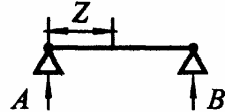
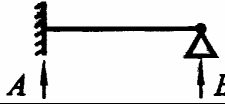
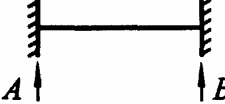
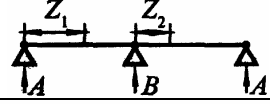
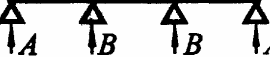
$$\left. \begin{aligned} F_{доп.виг} &= 0,6F_{руйн.виг} = 0,6 \cdot 8 = 4,8кН; \\ F_{доп.р} &= 0,6F_{руйн.р} = 0,6 \cdot 400 = 240кН \end{aligned} \right\} - \text{для ізоляторів ОСК 8-10.}$$

Допустиме навантаження на спарені ізолятори (опори) слід приймати рівним 50% від загального руйнівного зусилля ізоляторів (опор) [42]:

$$F_{доп} = 0,5 \cdot F_{руйн\Sigma} , \quad (5.4)$$

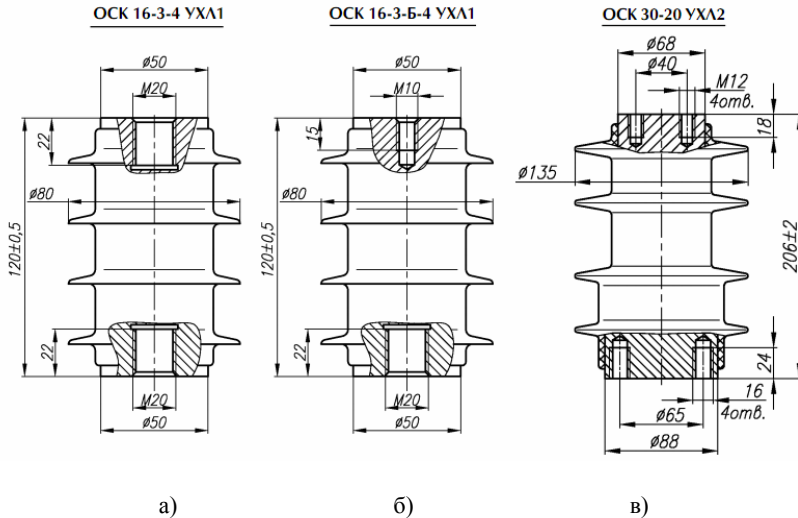
де  $F_{руйн\Sigma}$  – загальне руйнівне зусилля спарених ізоляторів (опор), Н.

Таблиця 5.1 – Розрахункові схеми шинних конструкцій

Схема, №	Розрахункова схема	Тип балки та опори	Коефіцієнти		
			$\lambda$	$\beta$	$r_1$
1		Однопролітна A и B – ізолятори-опори	8	1	3,14
2		Однопролітна A – заземлена шина B – ізолятор-опора	8	1,25	3,93
3		A и B – заземлена шина на жорстких опорах	12	1	4,73
4		Балка з двома прольотами	8	1,25	3,93
5		Балка з трьома та більше прольотами	* 10 ** 12	1,13 1	4,73

Таблиця 5.2 – Основні характеристики матеріалів шин

Матеріал шини	Марка	Тимчасовий опір розривові, МПа		Допустима напруга, МПа		Модуль пружності, $10^{10}$ Па
		матеріалу	В області зварного з'єднання	матеріалу	В області зварного з'єднання	
Алюміній	АО, А	118	118	82	82	7
	АДО	59–69	59–69	41–48	41–48	7
Алюмінієвий сплав	АД31Т	127	120	89	84	7
	АД31Т1	196	120	137	84	7
	АВТ1	304	152	213	106	7
	1915Т	353	318	247	223	7
Мідь	МГМ	245–255	–	171,5–178	—	10
	МГТ	245–294	–	171,5–206	—	10



а) – ОСК 16-3-4 УХЛ1, б) – ОСК 16-3-Б-4 УХЛ1; в) – ОСК 30-20 УХЛ2

Рисунок 5.1 – Опорні ізолятори (ЗАТ НПО «Ізолятор»)

Таблиця 5.3 – Дані заводу-виготвлювача (ЗАТ НПО «Ізолятор») для опорних ізоляторів ОСК 30-20 УХЛ2 [60]

Найменування параметру	ОСК 30-20 УХЛ2
Номінальна робоча напруга, кВ	20
Найбільша робоча напруга, кВ	24
Витримувана напруга промислової частоти у сухому стані, кВ, не менше	65
Випробувальна напруга повного грозового імпульсу, кВ, не менше	125
Механічна руйнівна сила при вигині, що прикладена до верхнього фланцю, кН, не менше	30
Довжина шляху витоку, мм. Не менше	35
Руйнівний крутний момент, Нм, не менше	500
Руйнівне механічне навантаження на стиснення, кН, не менше	20
Вага, кг, не більше	5,9

Таблиця 5.3 – Дані заводу-виготовлювача (ЗАТ НПО «Ізолятор») для опорних ізоляторів ОСК 16-3-4 УХЛ1, ОСК 16-3-Б-4 УХЛ1 [60]

Найменування параметру	ОСК 16-3-4 УХЛ1, ОСК 16-3-Б-4 УХЛ1
Номінальна робоча напруга, кВ	3
Найбільша робоча напруга, кВ	3,6
Витримувана напруга промислової частоти у сухому стані, кВ, не менше	24
Витримувана напруга промислової частоти під дощем, кВ, не менше	10
50%-ва розрядна напруга промислової частоти забрудненого та зволоженого ізолятора, діюче значення, кВ, не менше	8
Витримувана напруга грозових імпульсів, кВ, не менше	40
Механічна руйнівна сила на вигин, кН, не менше	16
Механічна руйнівна сила при стисненні, кН, не менше	400
Довжина шляху витоку, мм. Не менше	190
Ступінь забруднення ізолятора за ГОСТ 9920 (С3), не більше	IV
Ступінь забруднення атмосфери у районі експлуатації ізолятора (С3А), не більше	VII
Вага, кг, не більше	1,33

Окрім цього, у відповідності до вимог п. 1.4.15 ПУЭ [54] механічні зусилля, що передаються при КЗ жорсткими шинами на опорні та прохідні ізолятори, повинні складати при спарених опорних ізоляторах з не більше 100% руйнівного зусилля одного ізолятора.

$$F_{\text{доп}} = F_{\text{руйн.р}} = 400 \text{ кН} - \text{для ізоляторів ОСК 16-3-4, ОСК 8-10.}$$

При застосування шин складових профілів (багатосмугові шини) механічні напруги знаходяться як арифметична сума напруг від взаємодії фаз та взаємодії елементів кожної шини між собою.

Допустиме навантаження при вигині опорного ізолятора ( $F_{\text{доп}}$ ) слід визначати за формулою [38, 42]

$$F_{\text{доп}} = NF_{\text{руйн}} \frac{h}{H}, \quad (5.5)$$

де  $N$  – коефіцієнт допустимого навантаження, що дорівнює 0,5;  $h$  та  $H$  – відстань від небезпечного перерізу ізолятора відповідно до його вершини та центру ваги поперечного перерізу шини (рис. 5.2) [42].

Небезпечний переріз опорно-стрижньових ізоляторів із внутрішнім кріпленням арматури слід приймати у опорного фланцю.

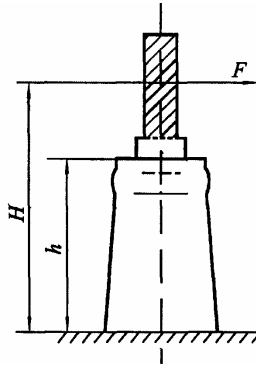


Рисунок 5.2 – Відстань від небезпечного перерізу для опорно-стрижньового ізолятора із внутрішнім кріпленням арматури

При  $h = 120\text{мм}$ ,  $H = 270\text{мм}$

$$F_{\text{доп}} = 0,5 \cdot 16 \cdot \frac{120}{270} = 3,5\text{кН} \quad \text{– для ізоляторів ОСК 16-3-4,}$$

$$F_{\text{доп}} = 0,5 \cdot 8 \cdot \frac{120}{270} = 1,6\text{кН} \quad \text{– для ізоляторів ОСК 8-10.}$$

При  $h = 120\text{мм}$ ,  $H = 270\text{мм}$

$$F_{\text{доп}} = 0,5 \cdot 16 \cdot \frac{120}{210} = 4,6\text{кН} \quad \text{– для ізоляторів ОСК 16-3-4,}$$

$$F_{\text{доп}} = 0,5 \cdot 8 \cdot \frac{120}{210} = 2,29\text{кН} \quad \text{– для ізоляторів ОСК 8-10.}$$

Відстані між провідниками на момент відключення КЗ повинні залишатись більше припустимих ізоляційних відстаней, що визначаються за робочих напруг

$$\left. \begin{aligned} A_{\text{ф-ф}} &\geq A_{\text{ф-ф, доп}} \\ A_{\text{ф-з}} &\geq A_{\text{ф-з, доп}} \end{aligned} \right\} \quad (5.6)$$

де  $A_{\text{ф-ф, доп}}$  та  $A_{\text{ф-з, доп}}$  – мінімально допустимі відстані за умовами пробою відповідно між провідниками фаз та провідниками й заземленими частинами за робочою напругою.

Для шихтованих шинних пакетів з шинами висотою 300 мм

$$A_{\text{ф-ф}} \geq 25 \text{ мм} .$$

## 5.2 Визначення електродинамічних сил в ГШП при КЗ

Електродинамічні сили взаємодії двох паралельних провідників кінцевого перерізу у ньютонках слід визначати за формулою [42]

$$F = 2 \cdot 10^{-7} i_1 i_2 \frac{l}{a} K_{\text{ф}} , \quad (5.7)$$

де  $2 \cdot 10^{-7}$  – сталий параметр, Н/А<sup>2</sup>;  $a$  – відстань між осями провідників, м;  $i_1$ ,  $i_2$  – струми провідників, А;  $l$  – довжина провідників, м;  $K_{\text{ф}}$  – коефіцієнт форми.

Для провідників прямокутного перерізу коефіцієнт форми слід визначати за кривими, що наведено на рис. 5.3 або за методикою, що розроблено у середовищі пакету MathCAD програмі двовірної сплайн-інтерполяції (Додаток А).

У відповідності до с п. 1.4.14 ПУЕ [54] зусилля, що діють на жорсткі шини та передаються ними на ізолятори та підтримуючі жорсткі конструкції, слід розраховувати за найбільшим миттєвим значенням струми трифазного КЗ  $i_{\text{уд}}^{(3)}$ , без врахування механічних коливань шинної конструкції. Однак, у окремих випадках (наприклад, при граничних розрахунках механічних напруг) можуть бути враховані механічні коливання шин та шинних конструкцій.

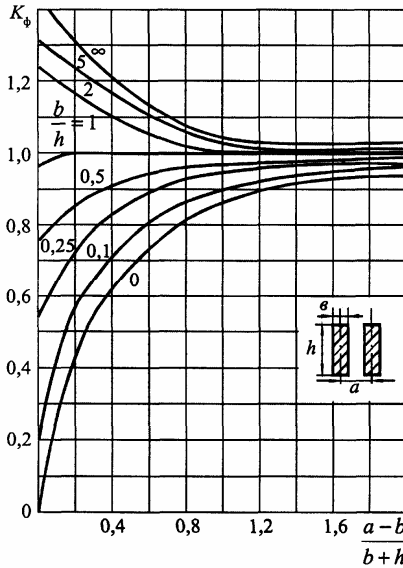


Рисунок 5.3 – Діаграма для визначення коефіцієнту форми  $K_\phi$  шин прямокутного перерізу [42]

Найбільше значення електродинамічної сили має місце при ударному струмі КЗ.

Максимальну силу (еквівалентну рівномірно розподіленому за довжиною прольоту навантажені) слід визначати за формулами [42]:

$$\begin{cases} F_{\max}^{(3)} = \frac{\sqrt{3} \cdot 10^{-7}}{a} I(i_{\text{уд}}^{(3)})^2 K_\phi K_{\text{розт}}, \\ F_{\max}^{(2)} = \frac{2 \cdot 10^{-7}}{a} I(i_{\text{уд}}^{(2)})^2 K_\phi K_{\text{розт}}, \end{cases} \quad (5.7)$$

де  $F_{\max}^{(3)}$ ,  $F_{\max}^{(2)}$  – максимальні сили при трифазному КЗ та двофазному КЗ;  $i_{\text{уд}}^{(3)}$ ,  $i_{\text{уд}}^{(2)}$  – ударні струми трифазного чи двофазного КЗ, А;  $K_{\text{розт}}$  – коефіцієнт, що залежить від взаємного розташування провідників ( $K_{\text{розт}} = 1$  для результуючого чи згинаючого навантаження, якщо шини розташовані в одній площині);  $a$  – відстань між осями провідників, м;  $l$  – довжина прольоту, м.

У відповідності до [25] для визначення сил взаємодії між окремими провідниками короткої мережі знаходять струми окремих провідників, виходячи з розподілу струмів за шинами ГШП. Встановлюють сили взаємодії між окремими провідниками короткої мережі за формулами (5.6)–(5.7) та розраховують загальну силу, що діє на провідник, яка дорівнює

$$\begin{cases} F_j = \sum_{i=1}^n F_{i,j}, \\ F_{\max} = \max(F_j), \end{cases} \quad (5.8)$$

де  $F_{i,j}$  – сила взаємодії окремих пар провідників.

### 5.3 Перевірка шинних конструкцій на електродинамічну стійкість

Перевірка шинних конструкцій на електродинамічну стійкість при КЗ полягає у розрахунку максимальної механічної напруги в матеріалі ( $\sigma_{\max}$ ) та максимального навантаження на ізолятори ( $F_{\max}$ ) та в порівнянні отриманих значень вказаних з допустимими значеннями.

Шинна конструкція є електродинамічно стійкою, якщо виконується умова [42]:

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_{\max} \leq \sigma_{\text{доп}}, \\ F_{\max} \leq F_{\text{доп}}, \end{array} \right\} \quad (5.9)$$

де  $\sigma_{\text{доп}}$  – допустима механічна напруга в матеріалі шин;  $F_{\text{доп}}$  – допустима механічна напруга на ізолятори.

Перевірка шинних конструкцій на електродинамічну стійкість виконується на основі теорії розрахунку статично невизначених систем (балок) (Додаток А).

При перевірці на електродинамічну стійкість шинної конструкції, що має високу жорсткість, шину в будь-якому прольоті між ізоляторами, окрім крайніх, слід розглядати як стрижень (балку) із защемленими кінцями (табл. 5.2 п. 3). при цьому відгалуження допускається не враховувати, так як вони занижують розрахункові напруги в матеріалі шин та навантаження на ізоляторах.

Максимальна напруга в матеріалі шини та навантаження на ізолятор шинної конструкції високої жорсткості слід визначати за формулами [42]:

$$\sigma_{\max} = \frac{M_{\text{виг.}}}{W} = \frac{F_{\max}^{(3)} l}{\lambda W}; \quad (5.10)$$

$$F_{\text{із}}^{(3)} = \beta F_{\max}^{(3)}, \quad (5.11)$$

– при трифазному КЗ; та

$$\sigma_{\max} = \frac{F_{\max}^{(2)} l}{\lambda W}, \quad (5.12)$$

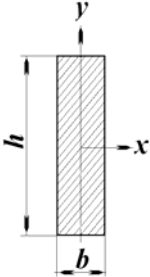
$$F_{\text{із}}^{(2)} = \beta F_{\max}^{(2)}, \quad (5.13)$$

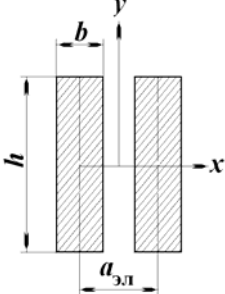
– при двофазному КЗ,

де  $F_{\max}^{(3)}$ ,  $F_{\max}^{(2)}$  – максимальні сили, що виникають у балці, при три фазному КЗ або двофазному КЗ;  $l$  – довжина прольоту шин, м;  $W$  – момент опору поперечного перетину шини,  $\text{м}^3$  (табл. 5.5);  $\lambda$  та  $\beta$  – коефіцієнти, що залежать від умови спирання (закріплення) шин, а також кількості прольотів конструкції з нерозрізними шинами, значення яких наведено у табл. 5.1.

При розрахунках напруг в області зварних з'єднань, що знаходяться на відстані  $Z$  від попарного перетину, в формулі (5.10) та (5.12) слід підставляти значення  $1/\lambda (Z)$ , які обраховуються із врахуванням даних табл. 5.1 [42].

Таблиця 5.5 – Формули для визначення моменту інерції  $J$  та моменту опору  $W$  поперечних перерізів шин

Переріз шин	Розрахункові формули	
	$J, \text{м}^4$	$W, \text{м}^3$
	$J_y = \frac{hb^3}{12}$	$W_y = \frac{hb^2}{6}$

	$J_y = \frac{hb^3}{6}$	$W_y = \frac{hb^2}{3}$
---	------------------------	------------------------

Електродинамічні навантаження на окремі провідники складових шин при КЗ обумовлені взаємодією струмів у провідниках різних фаз та струмів провідників однієї фази. Максимальна напруга в матеріалі складових шин слід визначати за формулою [54]

$$\sigma_{\max} = \sigma_{\phi, \max} + \sigma_{\text{ел.}\max} \quad (5.14)$$

де  $\sigma_{\phi, \max}$  – максимальна напруга в матеріалі шини, що обумовлена взаємодією струму даного провідника зі струмами провідників інших фаз, Па, яку слід визначати в залежності від виду КЗ за формулами (5.10), (5.12);  $\sigma_{\text{ел.}\max}$  – максимальна напруга в матеріалі шини, що обумовлена взаємодією струмів окремих провідників однієї фази, Па, яку слід визначати за формулами [42]:

$$\sigma_{\text{ел.}\max} = \frac{2 \cdot 10^{-7} I_{\text{ел}}^2 K_{\phi} \left( \frac{i_{\text{уд}}}{n} \right)^2}{\lambda a_{\text{ел}} W_{\text{ел}}} \quad (5.15)$$

– за даними [42],

$$\sigma_{\text{ел.}\max} = \frac{F_{\max} l_{\text{ел}}}{W_{\text{ел}}} \quad (5.16)$$

– за даними [42],

де  $l_{\text{ел}}$  – довжина прольоту елемента шини між прокладками (стяжками), м;  $a_{\text{ел}}$  – відстань між осями елементів складових шин (рис. 5.4), м;  $W_{\text{ел}}$  – момент опору поперечного перерізу елемента шини, м<sup>3</sup>;  $i_{\text{уд}}$  – ударний

струм трифазного чи двофазного КЗ,  $A$ ;  $n$  – кількість складових провідників фази.

Максимальна напруга у матеріалі шин та навантаження на ізолятори шинної конструкції, у якій шини розташовані в одній площині, а ізолятори мають високу жорсткість, слід визначати за формулами [42]:

для трифазного КЗ

$$\sigma_{\max} = \frac{F_{\max}^{(3)} l}{\lambda W} \eta \quad (5.17)$$

та

$$F_{i3}^{(3)} = \beta F_{\max}^{(3)} \eta, \quad (5.18)$$

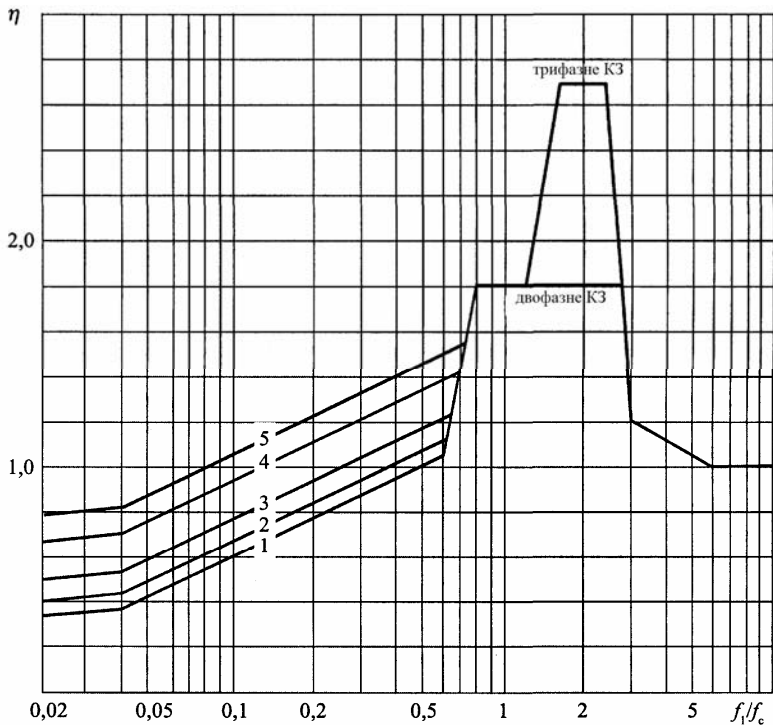
для двофазного КЗ

$$\sigma_{\max} = \frac{F_{\max}^{(2)} l}{\lambda W} \eta \quad (5.19)$$

та

$$F_{i3}^{(2)} = \beta F_{\max}^{(2)} \eta, \quad (5.20)$$

де  $\eta$  – коефіцієнт динамічного навантаження, що залежить від розрахункової основної частоти власних коливань шини  $f_1$ . Значення коефіцієнту для трифазного та двофазного КЗ в залежності від співвідношення  $f_1/f_c$  ( $f_c=50$  Гц) слід визначати за графіком на рис. 5.5.



1 – при  $K_{уд} \geq 1,60$ ; 2 – при  $K_{уд} = 1,40$ ; 3 – при  $K_{уд} = 1,25$ ;  
 4 – при  $K_{уд} = 1,10$ ; 5 – при  $K_{уд} = 1,00$

Рисунок 5.4 – Залежність динамічного коефіцієнту  $\eta$  для ізоляторів та шин від частоти власних коливань шини

Значення розрахункової частоти власних коливань ( $f_1$ ) у герцах слід визначати у відповідності з формулою [42]

$$f_1 = \frac{r_1^2}{2\pi l^2} \sqrt{\frac{EJ}{m}}, \quad (5.21)$$

де  $E$  – модуль пружності матеріалу шини, Па;  $J$  – момент інерції поперечного перерізу шини,  $m^4$  (табл. 5.5);  $m$  – маса шини на одиницю довжини, кг/м;  $r_1$  – параметр основної власної частоти шини.

Значення параметру частоти  $r_1$  обумовлено типом шинної конструкції та встановлюється за табл. 5.1 [42].

Максимальні навантаження на прохідні ізолятори розраховуються за формулою [42]

$$F_{i3} = \frac{\sqrt{3} \cdot 10^{-7}}{a} l_{\text{пр}} (i_{\text{уд}}^{(3)}) K_{\phi} K_{\text{розт}} \eta, \quad (5.22)$$

де  $l_{\text{пр}}$  – відстань від торця прохідного ізолятора до найближчого опорного ізолятора фази, м.

Максимальну напругу в матеріалі складових шин слід визначати як [54]

$$\sigma_{\text{max}} = \sigma_{\phi, \text{max}} + \sigma_{\text{ел. max}}, \quad (5.23)$$

де  $\sigma_{\phi, \text{max}}$  – максимальна напруга в матеріалі шини, яка розраховується в залежності від виду КЗ за формулою (5.16) чи (5.19);  $\sigma_{\text{ел. max}}$  – максимальна напруга в матеріалі шини, яка визначається за формулою [42]

$$\sigma_{\text{ел. max}} = \frac{2 \cdot 10^{-7} l_{\text{ел}}^2 K_{\phi} \left( \frac{i_{\text{уд}}}{n} \right)^2}{\lambda a_{\text{ел}} W_{\text{ел}}} \eta_{\text{ел}}$$

чи з врахуванням (3.15)

$$\sigma_{\text{ел. max}} = [\sigma_{\text{ел. max}}] \cdot \eta_{\text{ел}}, \quad (5.24)$$

де  $[\sigma_{\text{ел. max}}]$  – максимальна напруга в матеріалі шини, розрахована за (5.15), (5.16);  $\eta_{\text{ел}}$  – коефіцієнт динамічної напруги, що залежить від основної частоти ( $f_{\text{ел}}$ ) власних коливань елементів складової шини, який слід визначити за графіком на рис. 5.4;  $a_{\text{ел}}$  – відстань між осями елементів складових шин, м.

Розрахункова основна частота власних коливань елементів складової шини однієї фази визначається за формулою [42]

$$f_{\text{ел}} = \frac{4,73^2}{2\pi l_{\text{ел}}^2} \sqrt{\frac{EJ_{\text{ел}}}{m_{\text{ел}}}}, \quad (5.25)$$

де  $l_{\text{ел}}$  – довжина прольоту елемента шини між прокладками, м;  $J_{\text{ел}}$  – момент інерції поперечного перерізу елемента шини, м<sup>4</sup>;  $m_{\text{ел}}$  – маса елемента на одиницю довжини, кг/м.

## 6 РОЗРАХУНОК ДИНАМІЧНОЇ СТІЙКОСТІ ДЛЯ ОДНОРЯДНОГО ГШП З МІДНИХ ШИН 24×300×12 мм<sup>2</sup>

Приймаються розрахункові схеми для кожного ряду шихтованого ГШП (табл. 5.1).

Задається масив значень коефіцієнтів розрахункової схеми згідно табл. 5.1 [57, 58, 77, 95]

$$K_{form} = \begin{pmatrix} 8 & 1 & 3.14 \\ 8 & 1.25 & 3.93 \\ 12 & 1 & 4.73 \\ 8 & 1.25 & 3.93 \\ 10 & 1.13 & 4.73 \\ 12 & 1 & 4.73 \end{pmatrix}.$$

За діаграмою на рис. 5.2 задається масив значень коефіцієнтів форми  $K_\phi$

$$K_\phi = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0.2 & 0.499 & 0.763 & 0.936 & 1.168 & 1.298 & 1.398 \\ 0.1 & 0.25 & 0.433 & 0.66 & 0.817 & 0.986 & 1.143 & 1.234 & 1.288 \\ 0.2 & 0.426 & 0.56 & 0.735 & 0.854 & 0.997 & 1.118 & 1.188 & 1.232 \\ 0.3 & 0.542 & 0.653 & 0.788 & 0.883 & 0.997 & 1.1 & 1.154 & 1.186 \\ 0.4 & 0.637 & 0.724 & 0.826 & 0.906 & 0.997 & 1.079 & 1.127 & 1.154 \\ 0.5 & 0.703 & 0.779 & 0.865 & 0.929 & 0.997 & 1.065 & 1.104 & 1.131 \\ 1.2 & 0.915 & 0.947 & 0.97 & 0.995 & 0.999 & 1.027 & 1.04 & 1.059 \\ 2 & 0.952 & 0.97 & 0.986 & 1 & 1 & 1.013 & 1.015 & 1.054 \\ 0 & 0 & 0.1 & 0.25 & 0.5 & 1 & 2 & 5 & 6.5 \end{pmatrix}$$

Примітка: перший стовбець масиву – значення  $b/h$ , другий стовбець масиву – значення  $(a_{за} - b)/(b + h)$ .

Задається опис підпрограми-функції сплайн-інтерполяції значень коефіцієнтів форми

```

fitK $\phi$ (x, y) :=
  for j  $\in$  1.. 8
    |
    | Mxyj-1,1  $\leftarrow$  K $\phi$ 8,j
    | for i  $\in$  0.. 7
    |   Mxyi,0  $\leftarrow$  K $\phi$ i,0
  for j  $\in$  1.. 8
    for i  $\in$  0.. 7
      Mzi,j-1  $\leftarrow$  K $\phi$ i,j
  for i  $\in$  0.. 7
    C $\Phi$ x $\langle$ i $\rangle$   $\leftarrow$  lspline(Mxy $\langle$ 0 $\rangle$ , Mz $\langle$ i $\rangle$ )
  for i  $\in$  0.. 7
    Mi  $\leftarrow$  interp(C $\Phi$ x $\langle$ i $\rangle$ , Mxy $\langle$ 0 $\rangle$ , Mz $\langle$ i $\rangle$ , x)
  C $\Phi$ y  $\leftarrow$  lspline(Mxy $\langle$ 1 $\rangle$ , M)
  fit  $\leftarrow$  interp(C $\Phi$ y, Mxy $\langle$ 1 $\rangle$ , M, if(y  $\leq$  6.5, y, 6.5))
  fit  $\leftarrow$  if(x > 2, 1, fit)
  fit

```

Обираються шини прямокутного поперечного перерізу для шихтованого пакету з чергуванням сторін А-Х у відповідності з рис. 5.3 [57, 58, 77, 95].

Задаються вихідні дані:

$I_{y\partial} := 9,8 \cdot 10^5$  – ударний струм КЗ, А

$b := 0,012$  – товщина шини, м

$h := 0,30$  – висота шини, м

$a_{\text{ед}} := 0,037$  – міжосьова відстань для суміжних шин, м

$l := 1,60$  – довжина прольоту між опорними ізоляторами, м

$l_c := 0,50$  – довжина прольоту провідників, м

$H_{\text{із}} := 0,206$  – висота ізолятору, м

$F_{\text{руйн}} := 30000$  – механічна руйнівна сила на вигин, Н

Задаються допустимі механічні напруги у шинах.

Для мідних шин МГМ, МТ:  $\sigma_{\text{донCu min}} := 171,5 \cdot 10^6$ , Па

Для мідних шин МГМ:  $\sigma_{\text{донCu max МГМ}} := 178 \cdot 10^6$ , Па

Для мідних шин МТ:  $\sigma_{\text{донCu max МТ}} := 206 \cdot 10^6$ , Па

Задаються механічні властивості шин.

Густина мідної шини:  $\rho_{\text{Cu}} := 8,93 \cdot 10^3$ , кг/м<sup>3</sup>

Модуль Юнга мідної шини:  $E_{\text{Cu}} := 10^{11}$ , МПа

Задається функція моменту інерції для поперечного перетину шини

$$J(b, h) := \frac{h \cdot b^3}{12}, \text{ м}^4$$

Задається функція моменту опору для поперечного перетину шини

$$W(b, h) := \frac{h \cdot b^2}{6}, \text{ м}^3$$

Розраховується масив осьових координат шин

$$X_I := \begin{cases} \text{for } i \in 0..23 \\ x_i \leftarrow i \cdot a_{en} \\ x \end{cases}$$

За даними моделювання електромагнітного поля задається розподіл струмів у шинах ГШП  $I_{-1}$  та розраховується розподіл ударних струмів ряду ГШП (табл. 6.1.)

$$I_{\text{уд}_{-1}} := I_{-1} \cdot \frac{I_{y\partial} \cdot 0.5}{\left| \sum_{i=0}^{11} I_{-1,2,i+1} \right|}, \text{ А.}$$

Розподіл модулів ударних струмів ряду ГШП наведено на рис. 6.1 [57, 58, 77, 95].

Розраховується ударний струм для ряду ГШП

$$\left| \sum_{i=0}^{11} I_{-1_{2,i+1}} \right| = 9.8 \cdot 10^5, \text{ A.}$$

Таблиця 6.1 – Розподіл струмів ряду ГШП [57, 58, 77, 95].

№ шини	ударний струм, А	
	комплексне значення	модуль
1	$-2,036 \cdot 10^4 + 4,333i \cdot 10^4$	$4,787 \cdot 10^4$
2	$4,4 \cdot 10^4 - 7,466i \cdot 10^4$	$8,667 \cdot 10^4$
3	$-4,817 \cdot 10^4 + 6,98i \cdot 10^4$	$8,481 \cdot 10^4$
4	$4,768 \cdot 10^4 - 7,007i \cdot 10^4$	$8,475 \cdot 10^4$
5	$-4,758 \cdot 10^4 + 6,976i \cdot 10^4$	$8,444 \cdot 10^4$
6	$4,762 \cdot 10^4 - 7,003i \cdot 10^4$	$8,468 \cdot 10^4$
7	$-4,76 \cdot 10^4 + 6,985i \cdot 10^4$	$8,452 \cdot 10^4$
8	$4,762 \cdot 10^4 - 6,997i \cdot 10^4$	$8,464 \cdot 10^4$
9	$-4,76 \cdot 10^4 + 6,998i \cdot 10^4$	$8,455 \cdot 10^4$
10	$4,761 \cdot 10^4 - 6,994i \cdot 10^4$	$8,461 \cdot 10^4$
11	$-4,761 \cdot 10^4 + 6,99i \cdot 10^4$	$8,457 \cdot 10^4$
12	$4,761 \cdot 10^4 - 6,993i \cdot 10^4$	$8,459 \cdot 10^4$
13	$-4,761 \cdot 10^4 + 6,993i \cdot 10^4$	$8,459 \cdot 10^4$
14	$4,761 \cdot 10^4 - 6,99i \cdot 10^4$	$8,457 \cdot 10^4$
15	$-4,761 \cdot 10^4 + 6,994i \cdot 10^4$	$8,461 \cdot 10^4$
16	$4,76 \cdot 10^4 - 6,988i \cdot 10^4$	$8,455 \cdot 10^4$
17	$-4,762 \cdot 10^4 + 6,997i \cdot 10^4$	$8,464 \cdot 10^4$
18	$4,76 \cdot 10^4 - 6,985i \cdot 10^4$	$8,452 \cdot 10^4$
19	$-4,762 \cdot 10^4 + 7,003i \cdot 10^4$	$8,468 \cdot 10^4$
20	$4,758 \cdot 10^4 - 6,976i \cdot 10^4$	$8,444 \cdot 10^4$
21	$-4,768 \cdot 10^4 + 7,007i \cdot 10^4$	$8,475 \cdot 10^4$
22	$4,817 \cdot 10^4 - 6,98i \cdot 10^4$	$8,481 \cdot 10^4$
23	$-4,4 \cdot 10^4 + 7,466i \cdot 10^4$	$8,667 \cdot 10^4$
24	$2,036 \cdot 10^4 - 4,333i \cdot 10^4$	$4,787 \cdot 10^4$

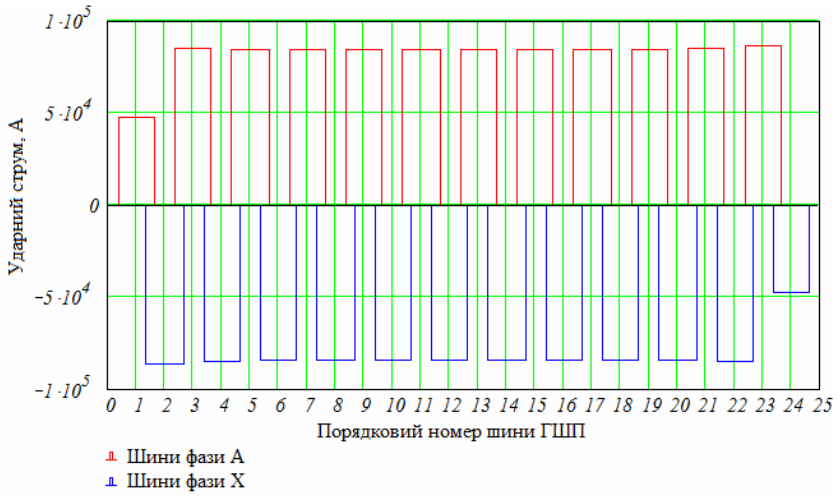


Рисунок 6.1 – Розподіл ударних струмів для ГПП

Задається підпрограма-функція розрахунку електродинамічних зусиль у шинах ГПП

$$F_S(l, I_{-1}) := \begin{array}{l} \text{for } j \in 0..23 \\ \quad S_j \leftarrow 0 \\ \quad \text{for } i \in 0..23 \\ \quad \quad \text{if } i \neq j \\ \quad \quad \quad a \leftarrow X_{I_i} - X_{I_j} \\ \quad \quad \quad \eta \leftarrow \frac{|a| - b}{b + h} \\ \quad \quad \quad \gamma \leftarrow \frac{b}{h} \\ \quad \quad \quad K_{\phi z} \leftarrow \text{fit}K_{\phi}(\eta, \gamma) \\ \quad \quad \quad S_j \leftarrow S_j + 2 \cdot 10^{-7} \cdot I_{-1_i} \cdot I_{-1_j} \cdot \frac{l}{a} \cdot K_{\phi z} \end{array}$$

S

Задається підпрограма-функція розрахунку електродинамічних зусиль на фазу ГШП

$$F_{SAX}(q) := \begin{cases} S_A \leftarrow 0 \\ S_X \leftarrow 0 \\ \text{for } i \in 0, 2 \dots 22 \\ S_A \leftarrow S_A + q_i \\ \text{for } i \in 1, 3 \dots 23 \\ S_X \leftarrow S_X + q_i \end{cases} \begin{pmatrix} S_A \\ S_X \end{pmatrix}$$

Розраховується розподіл лінійного навантаження від електродинамічних зусиль у шинах ГШП

$$q_{_1} := F_S(1, I_{_1}), \text{ Н/м.}$$

Розподіл лінійних навантажень шин ГШП наведено в табл. 6.2 та на рис. 6.2 [57, 58, 77, 95].

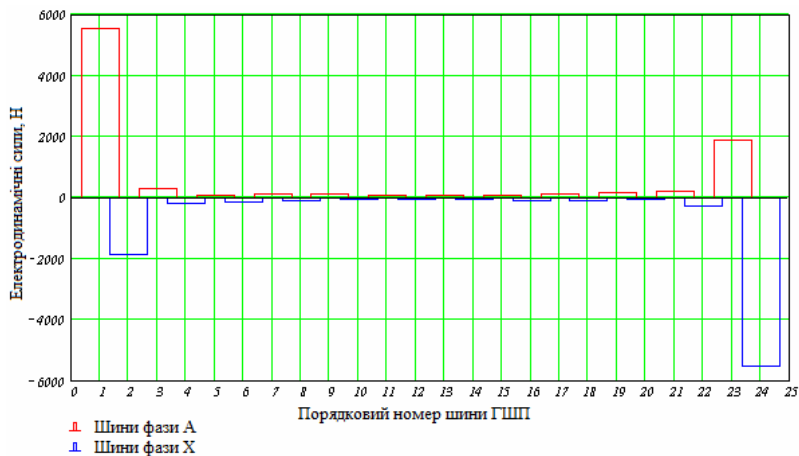


Рисунок 6.2 – Розподіл лінійних навантажень шин ГШП

Таблиця 6.2 – Розподіл лінійних навантажень шин ГШП

№ шини	лінійне навантаження, Н/м	
	комплексне значення	модуль
1	$2,143 \cdot 10^3 + 2,718i \cdot 10^3$	$3,461 \cdot 10^3$
2	$-1,159 \cdot 10^3 + 124,137i$	$1,166 \cdot 10^3$
3	$88,44 - 149,363i$	173,582
4	$-88,068 - 96,532i$	130,668
5	$49,424 - 19,74i$	53,22
6	$-80,879 - 70,273i$	107,143
7	$52,913 + 31,444i$	61,551
8	$-50,272 - 31,161i$	59,146
9	$47,284 + 29,489i$	55,726
10	$-45,104 - 28,775i$	53,501
11	$43,423 + 29,277i$	52,371
12	$-42,279 - 29,481i$	51,543
13	$42,279 + 29,481i$	51,543
14	$-43,423 - 29,277i$	52,371
15	$45,104 + 28,775i$	53,501
16	$-47,284 - 29,489i$	55,726
17	$50,272 + 31,161i$	59,146
18	$-52,913 - 31,444i$	61,551
19	$80,879 + 70,273i$	107,143
20	$-49,424 + 19,74i$	53,22
21	$88,068 + 96,532i$	130,668
22	$-88,44 + 29,481i$	173,582
23	$1,159 \cdot 10^3 - 124,137i$	$1,166 \cdot 10^3$
24	$-2,143 \cdot 10^3 - 2,718i \cdot 10^3$	$3,461 \cdot 10^3$

Розраховуються вигинаючі зусилля шин ряду ГШП на довжину прольоту між ізоляторами

$$F_{SAX_{-1}} := F_{SAX}(q_{-1}) \cdot l, \text{ Н}$$

Із врахуванням зсуву за фазою:

$$F_{SAX_{-1}} = \begin{cases} 6,225 \times 10^3 + 4,434i \times 10^3 & \text{фаза А} \\ -6,225 \times 10^3 - 4,434i \times 10^3 & \text{фаза Х} \end{cases}$$

За модулем навантаження

$$\overline{F_{SAX-1}} \cdot l = \begin{pmatrix} 1,223 \times 10^3 \\ 1,223 \times 10^3 \end{pmatrix} \begin{matrix} \text{фаза А} \\ \text{фаза Х} \end{matrix}$$

Розраховується максимальне зусилля від розподіленого за довжиною прольоту ізоляторів навантаження

$$F_{\max 2\_1} := \left| F_{SAX-1_0} \right| \cdot l,$$

$$F_{\max 2\_1} = 1,223 \times 10^4, \text{ Н}$$

*Примітка:* шинна конструкція, ізолятори якої мають високу жорсткість та нерухомі при КЗ, при розрахунках слід зображати як стрижень із защемленими кінцями, що має основну частоту власних коливань

Задається функція розрахунку маси на одиницю довжини прольоту шини

$$m(\rho, b, h) = \rho \cdot h \cdot b \cdot l, \text{ кг/м}$$

Задається функція власної частоти шини на проліт ізоляторів

$$f_1(r_1, \rho, E, h, b, l) := \frac{r_1^2}{2 \cdot \pi \cdot l^2} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot J(b, h)}{m(\rho, b, h)}}, \text{ Гц}$$

Розраховується власна частота шин на довжину прольоту ізоляторів

$$f_{f1\_jf,1} := f_1(r_{1jf}, \rho_{Cu}, E_{Cu}, h, b, l),$$

$$f_{f1\_50\_jf,1} := \frac{f_{f1\_jf,1}}{50}.$$

Результати розрахунку наведено у табл. 6.3 [57, 58, 77, 95]

Таблиця 6.3 – Власна частота шин на довжину прольотів ізоляторів

№ розрахункової сземи (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$f_{f1}$ , Гц	7,106	11,131	16,124	11,131	16,124	16,124
$f_{f1\_50}$ , о.е.	0,142	0,223	0,322	0,223	0,322	0,322

Визначається за рис. 5.7 динамічний коефіцієнт на довжину прольоту ізоляторів (табл. 6.4.)

Таблиця 6.4 – Значення динамічного коефіцієнту

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$\eta_{\delta}$	0,65	0,8	0,9	0,8	0,9	0,9

Розраховується електродинамічна сила в прольоті між ізоляторами, що обумовлена взаємодією струмів у фазах А, Х шин ряду ГШП

$$F_{is2\_1j,1} := \beta_j \cdot F_{\max2\_1} \cdot \eta_{\delta j,1}, \text{ Н};$$

Результати розрахунків наведено у табл. 6.5 [57, 58, 77, 95].

Таблиця 6.5 – Значення електродинамічної сили у прольоті між ізоляторами

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$F_{is2\_1}, \text{ Н}$	$7,95 \cdot 10^3$	$1,22 \cdot 10^4$	$1,1 \cdot 10^4$	$1,22 \cdot 10^4$	$1,24 \cdot 10^4$	$1,1 \cdot 10^4$

Розраховується допустиме навантажені при вигині ізолятору [57, 58, 77, 95]

$$F_{oon} := 0.6 \cdot F_{pyin} \cdot \frac{H_{is}}{\frac{h}{2} + H_{is}};$$

$$F_{oon} = 1.736 \times 10^4, \text{ Н}$$

Перевіряється умова електродинамічної стійкості ізоляторів ряду ГШП [57, 58, 77, 95]

$$K_{Дизж j,1} := (F_{is2\_1j,1} \leq F_{oon}).$$

Результати перевірки наведено у табл. 6.6 [57, 58, 77, 95].

Розраховується власна частота шин на довжину прольоту між стяжками ГШП

$$f_{f1\_jf,1} := f_1(r_{1\_jf}, \rho_{Cu}, E_{Cu}, h, b, l_c),$$

$$f_{f1\_50_{jf,1}} := \frac{f_{f1_{jf,1}}}{50}.$$

Результати розрахунків наведено у табл. 6.7 [57, 58, 77, 95].

Таблиця 6.6 – Відповідність ізоляторів умовам електродинамічної стійкості

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$K_{ДизЖ}$	1	1	1	1	1	1

Примітка: 0 – не виконується; 1 – виконується.

Таблиця 6.7 – Власна частота шин на довжину прольоту між стяжками ГШП

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$f_{f1}$ , Гц	89,83	140,717	203,837	140,717	203,837	203,837
$f_{f1\_50}$ , о.е.	1,797	2,814	4,077	2,814	4,077	4,077

Визначається за рис. 5.7 динамічний коефіцієнт на довжину прольоту між стяжками (табл. 6.8)

Таблиця 6.8 – Значення динамічного коефіцієнту

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$\eta_0$	1,8	1,8	1,1	1,8	1,1	1,1

Розраховуються механічні напруги у шинах, що обумовлені взаємодією струмів у фазах А, Х ряду ГШП [57, 58, 77, 95]

$$\lambda := K_{form}^{(0)}; \sigma_{\phi_{\max\_1j,1}} := \frac{F_{\max2\_1}}{\lambda_j \cdot W(b, h)}, \text{ Н/м}^2.$$

Результати розрахунків наведено у табл. 6.9.

Розраховуються механічні напруги, що обумовлені взаємодією струмів у шинах кожної з фаз А та Х ГШП [57, 58, 77, 95]

$$\sigma_{el\max 1j,1} := \frac{2 \cdot 10^{-7} \cdot l_c^2 \cdot fitK_\phi \left( \frac{a_{el} - b}{b+h}, \frac{b}{h} \right)}{\lambda_j \cdot a_{el} \cdot W(b,h)} \cdot \left( \frac{I_{y0}}{24} \right)^2, \text{ Н/м}^2,$$

$$\sigma_{el\max 2-1j,1} := \frac{|q-1_0| \cdot l_c^2}{\lambda_j \cdot W(b,h)}, \text{ Н/м}^2.$$

Результати розрахунків наведено у табл. 6.10 [57, 58, 77, 95].

Таблиця 6.9 – Механічні напруги у шинах ГШП

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$\sigma_{\phi\max 1}$ , Н/м <sup>2</sup>	2,123×10 <sup>8</sup>	2,123×10 <sup>8</sup>	1,415×10 <sup>8</sup>	2,123×10 <sup>8</sup>	1,698×10 <sup>8</sup>	1,415×10 <sup>8</sup>

Таблиця 6.10 – Значення механічних напруг

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$\sigma_{el\max 1}$ , Н/м <sup>2</sup>	8,92×10 <sup>6</sup>	8,92×10 <sup>6</sup>	5,946×10 <sup>6</sup>	8,92×10 <sup>6</sup>	7,136×10 <sup>6</sup>	5,946×10 <sup>6</sup>
$\sigma_{el\max 2-1}$ , Н/м <sup>2</sup>	1,217×10 <sup>7</sup>	1,217×10 <sup>7</sup>	8,112×10 <sup>6</sup>	1,217×10 <sup>7</sup>	9,735×10 <sup>7</sup>	8,112×10 <sup>6</sup>

Розраховується максимальна напруга у матеріалі шини ГШП

$$\sigma_{\max 1j,1} := (\sigma_{\phi\max 1j,1} + \sigma_{el\max 1j,1}) \cdot \eta_{0j,1}, \text{ Н/м}^2;$$

Результати розрахунків наведено у табл. 6.11 [57, 58, 77, 95].

Таблиця 6.11 – Значення максимальних напруг у матеріалі шини ГШП

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
$\sigma_{\max 1}$ , Н/м <sup>2</sup>	4,04×10 <sup>8</sup>	3,59×10 <sup>8</sup>	1,646×10 <sup>8</sup>	3,59×10 <sup>8</sup>	1,975×10 <sup>8</sup>	1,646×10 <sup>8</sup>

Перевіряються умови електродинамічної стійкості шин ГШП (УДСШ)

$$УДСШ_{j,1} := (\sigma_{\max 1j,1} \leq \sigma_{донCu\min})$$

Результати перевірки наведено у табл. 6.12 [57, 58, 77, 95].

Таблиця 6.12 – Відповідність шин ГШП умовам електродинамічної стійкості

№ розрахункової схеми (табл. 5.1)	1	2	3	4	5	6
<i>УДСШ</i>	0	0	1	0	1	1

Примітка: 0 – не виконується; 1 – виконується.

Розраховується прогин шин ГШП у прольоті між стяжками [57, 58, 77, 95]

$$f_{\max\_1} := -\frac{5}{384} \cdot \frac{|q_{-1_0}| \cdot l_c^4}{E_{Cu} \cdot J(b, h)};$$

$$f_{\max\_1} := -4,278 \times 10^{-4}, \text{ м};$$

$$f_{\min\_1} := -\frac{1}{256} \cdot \frac{|q_{-1_0}| \cdot l_c^4}{E_{Cu} \cdot J(b, h)};$$

$$f_{\max\_1} := -1,283 \times 10^{-4}, \text{ м}.$$

Таким чином, умови електродинамічної стійкості ізоляторів виконуються для всіх розрахункових схем однорядного ГШП з мідними шинами  $24 \times 300 \times 12 \text{ мм}^2$ .

Умови електродинамічної стійкості шин виконуються для пакетів заземлених шин на жорстких опорах та для пакетів шин з трьома та більше прольотами.

Максимальний прогин шин при КЗ складає менше 0,5 мм і є допустимим.

Однорядний ГШП з мідними шинами  $24 \times 300 \times 12 \text{ мм}^2$ , що відповідає розрахунковим схемам 3,5 та 6, відповідає вимогам електродинамічної стійкості при КЗ.

## 7 МЕТОДИКА ПЕРЕВІРКИ ГШП НА ТЕРМІЧНУ СТІЙКІСТЬ ПРИ КЗ

### 7.1. Загальні положення методики перевірки ГШП на термічну стійкість

Для перевірки провідників головного шинного пакету на термічну стійкість при КЗ попередньо приймаються вихідна розрахункова схема, розрахункова точка КЗ, розрахунковий вид КЗ у відповідності до пп.1.1,2.1 та розрахункова тривалість КЗ [42].

Розрахункову тривалість КЗ при перевірці провідників головного шинного пакету на термічну стійкість при КЗ слід визначати додаванням часу дії основного релейного захисту, в зону дії якого входять провідники, що перевіряються, та повного часу відключення найближчого до міста КЗ вимикача.

За наявності пристрою автоматичного повторного включення (АПВ) слід враховувати сумарну дію струмів КЗ.

При розрахунковій тривалості КЗ до 1 с процес нагріву провідників під дією струму КЗ припустимо враховувати адіабатичним, а при розрахунковій тривалості більш 1 с та за наявності не швидкодіючих АПВ слід враховувати тепловіддачу до навколишнього середовища [42].

### 7.2. Термічна дія струму короткого замикання. Визначення інтегралу Джоулю та термічно еквівалентного струму короткого замикання

Кількісну оцінку ступеня термічного впливу струму КЗ на провідники рекомендовано виконувати за допомогою інтегралу Джоулю [18]

$$B_K = \int_0^{t_{\text{відкл}}} i_{\text{кт}}^2 dt, \quad (7.1)$$

де  $i_{\text{кт}}$  – струм КЗ у довільний момент часу  $t$ , А;  $t_{\text{відкл}}$  – розрахункова тривалість КЗ, с.

Час відключення струму КЗ  $t_{\text{відкл}}$  для перевірки провідників на термічну стійкість складається з часу дії основного релейного захисту розглядаємого ланцюга  $t_{\text{р.з}}$  та повного часу відключення вимикача  $t_{\text{відкл.вим}}$ :

$$t_{\text{відкл}} = t_{\text{р.з}} + t_{\text{відкл.вим}} = 0,01 + t_{\text{відкл.вим}}.$$

Кількісну оцінку ступеня термічного впливу струму КЗ допустимо також виконувати за допомогою термічно еквівалентного струму КЗ  $I_{\text{тер.ек}}$ , тобто незмінного за амплітудою (синусоїдального) струму, який за час, що дорівнює розрахунковій тривалості КЗ, чинить на провідник чи електричний апарат такий саме термічний вплив, що і реальний струм КЗ за той саме час. Цей струм пов'язано з інтегралом Джоулю співвідношенням [42]

$$I_{\text{тер.ек}} = \sqrt{\frac{B_{\text{к}}}{t_{\text{відкл}}}}. \quad (7.2)$$

Інтеграл Джоулю допустимо визначати наближено як суму інтегралів від періодичної та аперіодичної складових струму КЗ, тобто

$$B_{\text{к}} = B_{\text{к.п}} + B_{\text{к.а}} \quad (7.3)$$

де  $B_{\text{к.п}}$  – інтеграл Джоулю від періодичної складової струму КЗ;  $B_{\text{к.а}}$  – інтеграл Джоулю від аперіодичної складової струму КЗ.

Інтеграл Джоулю (та термічно еквівалентний струм КЗ) є складною функцією параметрів джерел живлення, конфігурації вихідної розрахункової схеми, положення розрахункової токи КЗ відносно джерел енергії, її віддалення від останніх та інших факторів. Тому рекомендована методика аналітичних розрахунків інтегралу Джоулю (та термічно еквівалентний струм КЗ) залежить від особливостей розрахункової схеми.

При визначенні інтегралу Джоулю та термічно еквівалентного струму КЗ допустимо прийняти, що аперіодична складова струму КЗ від тої частини розрахункової схеми, яка має віддалені від точки КЗ джерела енергії, незалежно від її конфігурації змінюється за експоненціальним законом з еквівалентною сталою часу [18]

$$T_{\text{а.ек}} = \frac{x_{\text{ек}}(R=0)}{\omega R_{\text{ек}}(x=0)} \quad (7.4)$$

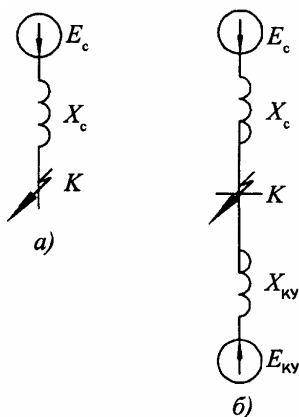
де  $x_{\text{ек}}(R=0)$  и  $R_{\text{ек}}(x=0)$  – результуючі еквівалентні індуктивний та активний опори частини схеми, що розглядається, які визначаються за схемами заміщення, в котрих усі елементи розрахункової схеми враховані лише індуктивними чи лише активними опорами.

Якщо вихідна розрахункова схема має довільний характер, але для джерел енергії розрахункове КЗ є віддаленим, тобто співвідношення діючого значення періодичної складової струму джерела в початковий

момент КЗ до його номінального струму не досягає двох, то шляхом перетворень еквівалентної схеми заміщення усі джерела енергії (і джерела більш віддаленої частини електроенергетичної системи) слід замінити одним еквівалентним джерелом, ЕРС якого вважати незмінною за амплітудою, а індуктивний опір рівним результуючому еквівалентному опоріві  $X_c$  розрахункової схеми (рис. 7.1, а). При цьому інтеграл Джоулю слід визначати за формулою [42]

$$B_K = I_{п.с}^2 \left[ t_{відкл} + T_{а.ек} \left( 1 - e^{-\frac{-2t_{відкл}}{T_{а.ек}}} \right) \right], \quad (7.5)$$

де  $I_{п.с}$  – діюче значення періодичної складової струму КЗ від еквівалентного джерела енергії (системи), А;  $T_{а.ек}$  – еквівалентна стала часу затухання аперіодичної складової струму КЗ, с.



а – однопроменева; б – двопроменева

Рисунок 5.1 – Найпростіші схеми заміщення, що відповідають різним вихідним розрахунковим схемам

Термічно еквівалентний струм КЗ у випадку, що розглядається, становить [42]

$$I_{тер.ек} = I_{п.с} \sqrt{1 + \frac{T_{а.ек}}{t_{відкл}} \left( 1 - e^{-\frac{-2t_{відкл}}{T_{а.ек}}} \right)}. \quad (5.6)$$

У тих випадках, коли  $t_{\text{відкл}} \geq 3 T_{\text{а.ек}}$ , інтеграл Джоулю та термічно еквівалентний струм КЗ припустимо визначати за більш простими формулами [42]:

$$B_{\text{к}} \approx I_{\text{п.с}}^2 (t_{\text{відкл}} + T_{\text{а.ек}}); \quad (7.7)$$

$$I_{\text{тер.ек}} \approx I_{\text{п.с}} \sqrt{1 + \frac{T_{\text{а.ек}}}{t_{\text{відкл}}}}. \quad (7.8)$$

Якщо вихідна розрахункова схема має різні джерела енергії, а розрахункове КЗ ділить схему на дві незалежні частини, одна з яких має джерела енергії, для котрих КЗ є віддаленим, а інша – що знаходяться в однакових умовах відносно точки КЗ, причому для цього джерела розрахункове КЗ є близьким, то еквівалентна схема заміщення повинна бути перетворена у двопроменеву (рис. 7.1, б): усі джерела енергії для котрих КЗ є віддаленим, та повязуючі їх з точкою КЗ елементи слід представити в вигляді однієї гілки з незмінною за амплітудою еквівалентною ЕРС  $E_{\text{с}}$  та результирующим еквівалентним опором  $X_{\text{с}}$ , а джерела, для яких КЗ є близьким, – у вигляді другої гілки з ЕРС  $E_{\text{кп}}$  та відповідним еквівалентним опором  $X_{\text{кп}}$ .

Інтеграл Джоулю у цьому випадку можна визначати наближено як суму інтегралів від періодичної, аперіодичної складової струму КЗ та складової струму КЗ від компенсуючого пристрою, тобто

$$B_{\text{к}} = B_{\text{к.п}} + B_{\text{к.а}} + B_{\text{к.кп}} \quad (7.9)$$

де  $B_{\text{к.п}}$  – інтеграл Джоулю від періодичної складової струму КЗ;  $B_{\text{к.а}}$  – інтеграл Джоулю від аперіодичної складової струму КЗ;  $B_{\text{к.кп}}$  – інтеграл Джоулю від складової струму КЗ від КП.

### **7.3. Методика перевірки провідників на термічну стійкість при коротких змиканнях**

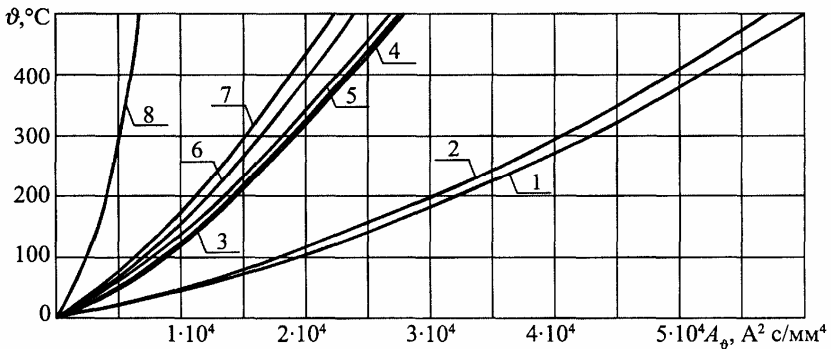
Перевірка провідників на термічну стійкість при КЗ полягає у визначенні їх температури нагріву на момент відключення КЗ і порівняння цієї температури з гранично допустимою температурою нагріву при КЗ. Провідник задовольняє вимогам термічної стійкості, якщо температура нагріву провідника на момент відключення КЗ  $\vartheta_{\text{к}}$  не перевищує гранично допустиму температуру нагріву відповідного провідника при КЗ  $\vartheta_{\text{к,доп}}$ , тобто якщо виконується умова:

$$\vartheta_k \leq \vartheta_{k, \text{доп}} \quad (7.10)$$

Допускається перевірку провідників на термічну стійкість при КЗ проводити також шляхом порівняння термічно еквівалентної густини струму КЗ  $J_{\text{тер.ек}}$  з допустимою в продовж розрахункової тривалості КЗ густиною струму  $J_{\text{тер.доп}}$ . Провідник задовольняє умові термічної стійкості при КЗ, якщо виконується співвідношення

$$J_{\text{тер.ек}} \leq J_{\text{тер.доп}} \quad (7.11)$$

Визначення температури нагріву провідника на момент відключення КЗ слід виконувати з використанням кривих залежності температури нагріву провідників  $\vartheta$  від величини  $A_\vartheta$ , що є функцією питомої теплоємності матеріалу провідника, його питомого опору та температури нагріву. Такі криві для жорстких шин, кабелів та проводів деяких марок наведено на рис. 7.2, а для проводів інших марок – на рис. 7.3.



1 – ММ; 2 – МТ; 3 – АМ; 4 – АТ; 5 – АДО, АСТ; 6 – АД31Т1;  
7 – АД31Т; 8 – Ст3

Рисунок 7.2 – Криві для визначення температури нагріву провідників із різних матеріалів при короткому замиканні

Розрахунки доцільно проводити у наступній послідовності:

1) на рис. 7.2 чи рис. 7.3 обрати криву, що відповідає матеріалу провідника, що перевіряється, та за допомогою цієї кривої, виходячи з початкової температури провідника  $\vartheta_n$ , визначити значення величини  $A_{\vartheta n}$  за цієї температури;

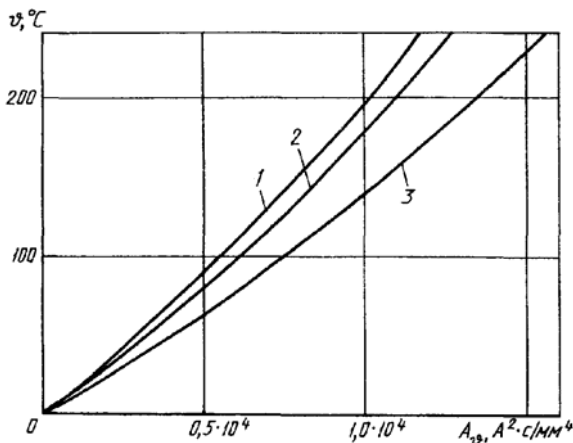
2) визначити значення інтегралу Джоуля  $B_k$  за розрахункових умов КЗ;

3) знайти значення величини  $A_{\vartheta} = A_{\vartheta_k}$ , що відповідає кінцевій температурі провідника, використовуючи формулу

$$A_{\vartheta_k} = A_{\vartheta_{п}} + \frac{B_k}{S^2}, \quad (7.12)$$

де  $S$  – площа поперечного перерізу провідника, а для сталелеюмінієвих проводів – площа поперечного перерізу алюмінієвої частини проводу;

4) за знайденим значенням величини  $A_{\vartheta} = A_{\vartheta_k}$ , використовуючи обрану криву на рис. 7.2 чи рис. 7.3, визначити температуру нагріву провідника на момент відключення КЗ  $\vartheta_k$  та порівняти її з гранично допустимою температурою  $\vartheta_{к.доп.}$ . Термічна стійкість провідника забезпечується, якщо виконується умова (7.11).



1 – сплави АЖ и АЖКП; 2 – Сплави АН и АНКП; 3 – алюміній марок А, АКП, АПКП и сталелеюміній марок АС, АСКП, АСКС, АСК, АпС, АпСКС, АпСК

Рисунок 7.3 – Криві для визначення температури нагріву провідників при коротких змиканнях

Гранично допустимі температури різних провідників наведено в табл. 7.1.

Таблиця 7.1 – Гранично допустимі температури нагріву провідників при коротких замикання

Вид провідників	$\vartheta_{\text{доп}},$ °C
Шини алюмінієві	200
Шини мідні	300
Шини сталеві, що не мають безпосереднього з'єднання з апаратами	400
Шини сталеві з безпосереднім з'єднанням з апаратами	300
Кабелі з паперовою просоченою ізоляцією на напругу, кВ:	
1	250
6–10	200
20–35	130
110–220	125
Кабелі та ізольовані проводи з мідними та алюмінієвими жилами ті ізоляцією з:	
полівінілхлоридного пластику	160
гуми	160
поліетилену (номінальна напругу кабелів до 35 кВ)	130
вулканізованого (зшитого) поліетилену (номінальна напругу кабелів до 35 кВ)	250
Мідні неізольовані проводи при тяжіннях, Н/мм <sup>2</sup> :	
менше 20	250
20 і більше	200
Алюмінієві неізольовані проводи при тяжіннях, Н/мм <sup>2</sup> :	
менше 10	200
10 і більше	160
Алюмінієва частина сталеалюмінієвих проводів	200

Якщо при виборі перетину провідника визначальною умовою є його термічна стійкість при КЗ, то слід обирати мінімальний перетин провідника, при якому його температура нагріву на момент відключення КЗ буде меншою за гранично допустиму температуру або рівною їй. З цієї метою необхідно, виходячи із розрахункових умов КЗ, визначити значення інтегралу Джоулю, а виходячи з матеріалу провідника, обрати необхідну криву на рис. 7.2 чи рис. 7.3 та за нею знайти значення величини  $A_{\vartheta}$ , що відповідаю початковій та гранично допустимій температурам, тобто  $A_{\vartheta_{п}}$  и  $A_{\vartheta_{к,доп}}$ . Шуканий мінімально можливий перетин провідника складає [42]

$$S_{\text{тер min}} = \sqrt{\frac{B_{\kappa}}{A_{\vartheta_{\text{к.доп}}} - A_{\vartheta_{\text{н}}}}} . \quad (7.13)$$

Використовуючи потім шкалу стандартних перетинів проводів шин чи жил кабелів, слід обрати перетин провідника, що задовольняє вимозі [42]

$$S \geq S_{\text{тер min}}.$$

У тих випадках, коли навантаження провідника до КЗ наближене до тривало допустимого, мінімальний перетин провідника, що відповідає умові термічної стійкості при КЗ, слід визначати за формулою [18]

$$S_{\text{тер min}} = \frac{\sqrt{B_{\kappa}}}{C_T}, \quad (5.14)$$

де  $C_T = \sqrt{A_{\vartheta_{\text{к.доп}}} - A_{\vartheta_{\text{ном}}}}$ ;  $A_{\vartheta_{\text{ном}}}$  – значення функції  $A_{\vartheta}$  за тривало допустимої температури провідника  $\vartheta_{\text{ном}}$ .

Значення параметру  $C_T$  для жорстких шин наведено в табл. 7.2.

Якщо перевірка провідника на термічну стійкість при КЗ виконується шляхом порівняння термічно еквівалентної густини струму  $J_{\text{тер.ек}}$  з припустимою в продовж розрахункового часу КЗ густиною струму  $J_{\text{тер.доп}}$ , то слід попередньо визначити значення цих величин, використовуючи формули [42]

$$J_{\text{тер.ек}} = \frac{I_{\text{тер.ек}}}{S}; \quad (5.15)$$

$$J_{\text{тер.доп}} = \frac{J_{\text{тер.доп1}}}{S} \sqrt{\frac{1}{t_{\text{відкл}}}} = \sqrt{\frac{A_{\vartheta_{\text{к.доп}}} - A_{\vartheta_{\text{н}}}}{t_{\text{відкл}}}}, \quad (5.16)$$

где  $S$  – площа поперечного перерізу провідника;  $I_{\text{тер.доп1}}$  – односекундний струм термічної стійкості (допустимий односекундний струм), що вказано у нормативних документах.

Термічна стійкість провідника при КЗ забезпечується якщо виконується умова (7.11).

У тих випадках, коли навантаження провідника до КЗ є близьким до тривало допустимого, перевірку цього провідника на термічну стійкість при КЗ допустимо виконувати за співвідношенням [42]:

$$J_{\text{тер.ек}} \leq \frac{C_T}{\sqrt{t_{\text{відкл}}}} . \quad (5.17)$$

Таблиця 7.2 – Значення параметру  $C_T$  для жорстких шин

Система легування	Матеріал провідника або марка сплаву	Значення $C_T$ , $A \cdot c^{1/2}/\text{мм}^2$ , за початкової температури, $^{\circ}\text{C}$		
		70	90	120
	Медь	170	...	...
Al	АДО	90	81	68
	АД1Н	91	82	69
	АДОМ, АД1М	92	83	70
Al-Mg-Si	АД31Т1	85	77	64
	АД31Т	82	74	62
	АД33Т1	77	71	59
	АД33Т	74	67	57
	АВТ1	73	66	55
	АВТ	71	63	53
Al-Zn-Mg	1911	71	63	53
	1915, 1915Т	66	60	51
Al-Mg-Mn	АМг5	63	57	48
	Сталь при $\vartheta_{\text{доп}} = 400^{\circ}\text{C}$	70	...	...
	Сталь при $\vartheta_{\text{доп}} = 300^{\circ}\text{C}$	60	...	...

## **8 РОЗРАХУНОК ТЕРМІЧНОЇ СТІЙКОСТІ ОДНОРЯДНОГО ГШП З МІДНИХ ШИН ПРИ КОРОТКОМУ ЗАМИКАННІ (ПРИКЛАД)**

### **8.1 Початкові данні**

Початкове діюче значення періодичної складової трифазного струму КЗ:

$$I_{n0\_max} = 3,635 \times 10^5, \text{ А.}$$

Початкове значення аперіодичної складової трифазного струму КЗ:

$$I_{a0\_max} = 5,1415 \times 10^5, \text{ А.}$$

Максимальна амплітуда току КЗ від конденсаторної установки

$$I_{m\_KB} = 2,72 \times 10^5, \text{ А.}$$

Коефіцієнт затухання:

$$b = 36,439, \text{ Ом/Гн.}$$

Кутова частота власних коливань короткозамкненого контуру КУ:

$$\omega_0 = 607,985, \text{ рад/с.}$$

Висота шини ГШП:

$$h = 300, \text{ мм.}$$

Ширина шини ГШП:

$$c = 12, \text{ мм.}$$

Кількість шин у ряду ГШП:

$$n = 24.$$

### **8.2 Розрахунок часу відключення струму КЗ**

Час дії основного релейного захисту

$$t_{p.з} = 0,01, \text{ с.}$$

Власний час відключення вимикача ВВ/TEL-10 31.5/1600 - 082

$$t_{\text{відкл.вим}} = 0,015, \text{ с.}$$

Час відключення струму КЗ

$$t_{\text{відкл}} = t_{p.з} + t_{\text{відкл.вим}}$$

$$t_{\text{відкл}} = 0,025, \text{ с.}$$

### 8.3 Визначення температури нагріву провідників ГШП до моменту відключення КЗ

Початкова температура провідників ГШП [54, 57, 58, 77, 95]:

$$\theta_n := 140, \text{ }^\circ\text{C.}$$

За значенням початкової температури визначається величина  $A_\theta$ , що є функцією питомої теплоємності матеріалу провідника, його питомого опору та температури нагріву.

Задається масив значень температур та величини  $A_\theta$  за рис. 7.2

$$A_\theta = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 5.045 \times 10^3 & 22.79 \\ 9.964 \times 10^3 & 48.343 \\ 1.501 \times 10^3 & 80.801 \\ 2 \times 10^4 & 116.713 \\ 2.505 \times 10^4 & 156.768 \\ 3.003 \times 10^4 & 198.895 \\ 3.502 \times 10^4 & 241.713 \\ 4 \times 10^4 & 293.508 \\ 4.492 \times 10^4 & 348.066 \\ 5.003 \times 10^4 & 410.221 \\ 5.495 \times 10^4 & 472.376 \\ 5.692 \times 10^4 & 498.619 \end{pmatrix}$$

Виконується інтерполяція масиву значень температур та величини  $A_\theta$  (рис. 8.1) [57, 58]

$$\theta_A(T, x) := \left| \begin{array}{l} S \leftarrow cspline(T^{(0)}, T^{(1)}) \\ fit \leftarrow interp(S, T^{(0)}, T^{(1)}, x) \\ fit \end{array} \right.$$

$$A_\theta(T, x) := \left| \begin{array}{l} S \leftarrow cspline(T^{(1)}, T^{(0)}) \\ fit \leftarrow interp(S, T^{(1)}, T^{(0)}, x) \\ fit \end{array} \right.$$

$$A_{\theta_n} := A_\theta(A\Theta, \theta_n),$$

$$A_{\theta_n} = 2.3 \times 10^4, \text{ A}^2 \cdot \text{c}/\text{MM}^4.$$

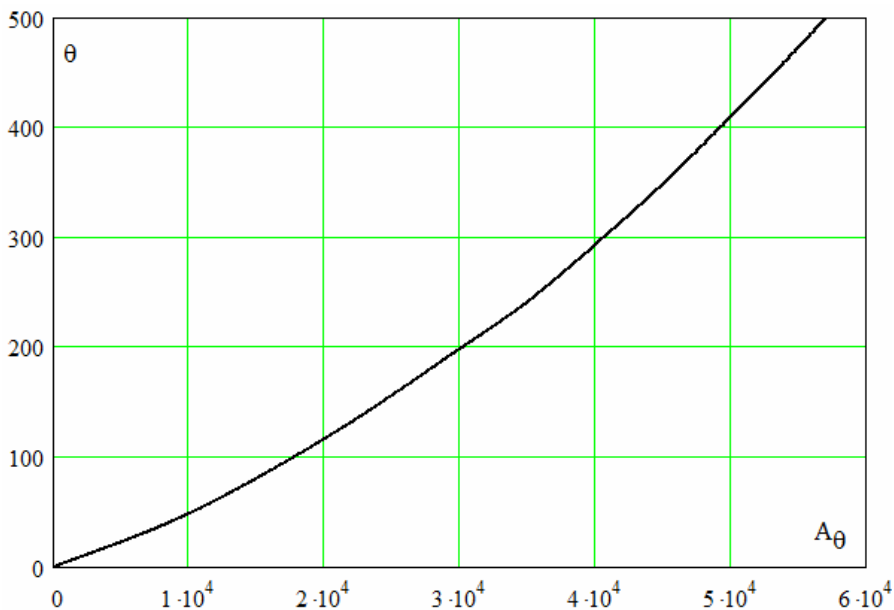


Рисунок 8.1 – Залежність температури мідної шини від функції питомої теплоємності матеріалу провідника, його питомого опору та температури нагріву

Розрахунок інтеграла Джоулю:

а) для періодичної складової струму КЗ:

$$B_{\kappa.n} := \int_0^{t_{відк}} \left( \sqrt{2} \cdot I_{n0\_max} \cdot \sin \left( 2 \cdot \pi \cdot 50 \cdot t - \frac{\pi}{2} \right) \right)^2 dt$$

$$B_{\kappa.n} = 3,304 \times 10^9, \text{ A}^2 \cdot \text{c};$$

б) для аперіодичної складової струму КЗ:

$$B_{\kappa.a} := \int_0^{t_{відк}} \left( \sqrt{2} \cdot I_{a0\_max} \cdot e^{\left( \frac{t \cdot 2 \cdot \pi \cdot 50 \cdot r_{\Sigma}}{x_{\Sigma}} \right)} \right)^2 dt ;$$

$$B_{\kappa.a} := 2,482 \times 10^9, \text{ A}^2 \cdot \text{c};$$

в) для складової струму КЗ від КУ:

$$B_{\kappa.ку} := \int_0^{t_{відк}} \left( I_{m\_KB} \cdot e^{-b \cdot t} \cdot \sin(\omega_0 \cdot t + \pi) \right)^2 dt ;$$

$$B_{\kappa.ку} = 4,281 \times 10^8, \text{ A}^2 \cdot \text{c};$$

г) для повного струму КЗ:

$$B_{\kappa} = B_{\kappa.n} + B_{\kappa.a} + B_{\kappa.ку} ;$$

$$B_{\kappa} = 6,214 \times 10^9 .$$

Площа поперечного перерізу ряду провідників ГШП:

$$S := 0,5 \cdot c \cdot h \cdot n ;$$

$$S := 4,32 \times 10^4, \text{ мм}^2.$$

Визначається значення  $A_{0\kappa}$ , що відповідає кінцевій температурі провідників ГШП [57, 58]:

$$A_{0\kappa} := A_{0n} + \frac{B_{\kappa}}{S^2} ;$$

$$A_{\theta_K} := 2,3 \times 10^4, \text{ A}^2 \cdot \text{с} / \text{мм}^4.$$

За величиною  $A_{\theta_K}$  за рис. 6.3 визначається температура нагріву провідників ГШП на момент відключення КЗ [57, 58]

$$\begin{aligned} \theta_K &:= \theta_A(A\Theta, A_{\theta_K}); \\ \theta_K &= 140,029, \text{ }^\circ\text{C}. \end{aligned}$$

Згідно [42] гранично допустима температура мідного провідника складає  $\theta_{\text{доп}} = 300 \text{ }^\circ\text{C}$ . Так як  $\theta_K < \theta_{\text{доп}}$  ГШП термічно стійкий.

Таким чином, розглянуте конструктивне виконання шихтованого пакету з мідних шин  $24 \times 300 \times 20 \text{ мм}^2$  повністю задовольняє вимогам термічної стійкості при КЗ за умовою гранично допустимої температури нагріву мідних шин, що дорівнює  $300 \text{ }^\circ\text{C}$  [57, 58].

## ЛИТЕРАТУРА

1. Yarymbash D. S. On specific features of modeling electromagnetic field in the connection area of side busbar packages to graphitization furnace current leads / D. S. Yarymbash, A. M. Oleinikov Russian // *Electrical Engineering*. 2015. Т. 86. № 2. С. 86–92.
2. Алиферов А. И. Исследование активных и индуктивных сопротивлений шихтованных пакетов прямоугольного сечения руднотермических электропечей / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Я. В. Катасонова // *Инновационная энергетика 2010: материалы второй научно-практической конференции с международным участием, 10–12 ноября 2010 г.* – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2010. – С. 232–235.
3. Алиферов А. И. Исследование интегральных сопротивлений шихтованных пакетов руднотермических электропечей / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Я. В. Катасонова // *Материалы международной научно-технической конференции «Четвертые чтения Ш.Шокина»*, Павлодар, 06 декабря 2010г.- Павлодар: Изд-во ПГУ, 2010.– Т. 1.– С. 129–132.
4. Алиферов А.И. Интегральные электрические параметры расшированного жесткого токоподвода прямоугольного поперечного сечения / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Я. В. Катасонова // *АПЭЭТ–2011. Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий* : сб. науч. тр. – Екатеринбург : Изд-во УМЦ УПИ, 2011. – С. 21–26.
5. Алиферов А.И. Интегральные электрические параметры расшированного жесткого токоподвода трубчатого сечения / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Д. В. Скрипко // *Актуальные проблемы энергосберегающих электротехнологий АПЭЭТ-2011. Сборник научных трудов: Екатеринбург ФГАОУ ВПО УрФУ им. первого Президента России Б.Н.Ельцина.* – Екатеринбург: Изд-во УМЦ УПИ, 2011. – С. 27–32.
6. Алиферов А.И. Интегральные электрические параметры расшированного жесткого токоподвода руднотермической электропечи / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Д. В. Скрипко, Я. В. Катасонова // *Электротехника.* – 2011. – № 6. – С. 30–35.
7. Алиферов А.И. Исследование электрических параметров жесткого токоподвода руднотермических печей / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Э. К. Урбах, В. А. Промзелев // *Доклады Томского госу-*

- дарственного университета систем управления и радиоэлектроники. – 2012. – Ч. 1. – С. 183–187.
8. Алиферов А. И. Исследование электрических параметров расширенного жесткого токоподвода руднотермических электропечей / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева // Вестник Павлодарского государственного университета. Серия энергетическая. – 2011. – № 2. – С. 16–22.
9. Алиферов А. И. Исследование электрических параметров шихтованных пакетов прямоугольного сечения рудно-термических электропечей / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Л. П. Горева, Я. В. Катасонова // Автоматизированные электромеханические системы : [сб. науч. тр.]. – Новосибирск : Изд-во НГТУ, 2011. – С. 136–141.
10. Алиферов А. И. Моделирование электромагнитных процессов и расчет интегральных электрических характеристик систем токоподводов электротехнологических установок / А. И. Алиферов, Р. А. Бикеев, Д. С. Власов, Л. П. Горева, А. А. Мелешко // Инновационная энергетика 2010: материалы второй научно-практической конференции с международным участием, 10–12 ноября 2010 г. – Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2010. – С. 209–211.
11. Андриенко П.Д. Анализ энергоэффективности электротехнического комплекса резистивно-индукционного нагрева хлоропровода / П.Д. Андриенко, С.Т. Ярымбаш, Д.С. Ярымбаш // Тематический выпуск «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика» научно-технического журнала «Электроинформ». – Львов, 2009, – С. 381–382.
12. Андриенко П. Д. Анализ энергоэффективности электротехнического комплекса резистивно-индукционного нагрева хлоропровода / П. Д. Андриенко, С. Т. Ярымбаш, Д. С. Ярымбаш // Тематический выпуск «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика» научно-технического журнала «Электроинформ». – Львов, 2009, – С. 381–382.
13. Бессонов Л. А. Теоретические основы электротехники. Электромагнитное поле / Бессонов Л. А. – М.: Высшая школа, 2003. – 317 с.
14. Буль О. Б. Методы расчета магнитных систем электрических аппаратов: Магнитные цепи, поля и программа FEMM: Учеб. пособие для студентов высш. учеб. Заведений [Текст] / О. Б. Буль. – М.: Издательский центр «Академия», 2005. – 336 с.

15. Вагин Г. Я. Компенсация реактивной мощности в электрических сетях напряжением до 1000 В / Г. Я. Вагин, С. Н. Юртаев // Будущее-технической науки: тез. докл. VII Междунар. молодеж. науч.-техн. конф. Н.Новгород: НГТУ, 2008. С. 58.
16. Васецкий Ю. М. К расчету магнитного поля пространственных контуров с током / Ю. М. Васецкий, Ю. П. Ковбасенко // Известия ВУЗов. Электромеханика. – 1987. – №5. С. 28 – 32.
17. Васецкий Ю.М. Поверхностный эффект в массивном проводнике, образующем плоский контур / Ю.М. Васецкий // Техническая электродинамика. – 1989. – №12. – С. 72 – 74.
18. Васецкий Ю.М. Приближенный метод расчета поля внутри и в окрестности проводника плоского контура / Ю.М. Васецкий // Техническая электродинамика. – 1987. – №4. – С. 5 – 7.
19. Винославский В.Н., Пивняк Г.Г. и др. Переходные процессы в системах электроснабжения. – М.: Энергоатомиздат., 2003. – 597с.
20. Гимоян Г.Г. Электромагнитные переходные процессы в системах электроснабжения промышленных предприятий / Г.Г. Гимоян, Л.В. Егизарян, В.И. Саакаян. – Ер.: ГИУА. – 2000. – 393 с.
21. Глухенький А. И. Электромагнитный перемешиватель жидкого металла с поочередным действием бегущего и пульсирующего магнитных полей / А. И. Глухенький, Ю. М. Гориславец, В. Ю. Максименко // Технічна електродинаміка. – 2014. – № 4. – С. 123–125.
22. Глухенький А. И. Расчет электромагнитных параметров донаторов жидкого металла / А. И. Глухенький, Ю. М. Гориславец, И. С. Петухов // Техн. електродинаміка. – 2004. – №1. – С. 10–17.
23. Глухенький А. И. Скалярный электрический и векторный магнитный потенциалы в теории электромагнитного поля / А.И. Глухенький, Ю.М. Гориславец // Технічна електродинаміка. – 2012. – № 2. – С. 7–8.
24. Гориславец Ю. М. Расчет активного сопротивления индукционных катушек канальных печей / Ю. М. Гориславец // Праці Інституту електродинаміки Національної академії наук України: Зб. наук. пр. — К.: ІЕД НАНУ, 2009. – Вип 24. – С. 60–66.
25. Данцис Я. Б. Короткие сети и электрические параметры дуговых электропечей / Я. Б. Данцис, Г. М.Жилов. – М.: Металлургия, 1987. – 320 с.
26. Жильцов А. В. Моделирование электромагнитных процессов в однофазных индукторах поперечного магнитного поля / А. В. Жильцов,

- И. П. Кондратенко, Р. С. Кришук // Электронное моделирование. – 2011 – Т. 33, № 6. – С. 111–120.
27. Знамеровский В. Ю. Исследование режимов ввода энергии в печи графитации / В. Ю. Знамеровский, В. В. Яшкина // Промышленная энергетика. – 1985. – № 11. – С. 40–42.
28. Знамеровский В. Ю. Математическая модель автоматического управления мощностью электрической печи сопротивления при графитации углеродных изделий / В. Ю. Знамеровский, В. В. Яшкина // Промышленная энергетика. – 1987. – № 8. – С. 42–43.
29. Знамеровский В. Ю. Методика исследования промышленных печей графитации / В. Ю. Знамеровский, Д. М. Кузнецов, В. А. Коцюр [и др.] // Промышленная энергетика. – 1988. – № 9. – С. 32–34.
30. Знамеровский В. Ю. Разработка математической модели печи графитации на стадии охлаждения / В. Ю. Знамеровский, А. Н. Бусов, М. В. Полухина [и др.] // Совершенствование технологии электродного производства : Сб. научн. тр. – М. : НИИГрафит, ГосНИИЭП, 1988. – С. 71–77.
31. Знамеровский, В. Ю. Исследование газовыделений из печей графитации / В. Ю. Знамеровский, В. А. Коцюр, Г. В. Сандер, Б. В. Ковальчук, В. М. Назаришин // Совершенствование технологии электродного производства. – М., НИИГрафит. – 1988. – С. 78 – 82.
32. Знамеровский, В. Ю. Исследование режимов ввода энергии в печь графитации / В. Ю. Знамеровский, В. В. Яшкина // Промышленная энергетика. – 1985. – № 11. – С. 11 – 33.
33. Знамеровский, В. Ю. Математическое моделирование процесса графитации / В. Ю. Знамеровский. – М.: Металлургия, 1994. – 64 с.
34. Знамеровский, В. Ю. Математическое моделирование процессов теплообмена в электрических печах сопротивления при производстве электродного графита / В. Ю. Знамеровский, В. В. Яшкина // Промышленная энергетика. – 1984. – № 2. – С. 31 – 33.
35. Знамеровский, В. Ю. Особенности решения задач теплопроводности с внутренним источником теплоты / В. Ю. Знамеровский // Промышленная энергетика. – 1986. – № 3. – С. 24 – 26.
36. Исаченко В. П. Теплопередача. Учебник для вузов / В. П. Исаченко, В. А. Осипова, А. С. Сухомел. – М.: Энергия, 1975. – 488 с.
37. Калантаров П. Л. Расчет индуктивностей: [справочная книга] / П. Л. Калантаров, Л. А. Цейтлин. – [3-е изд.] – Л.: Энергоатомиздат, 1986. – 488 с.

38. Кириченко О. С. Електродинамічна стійкість ізоляторів і струмопровідних шин при короткому замиканні / О. С. Кириченко // Вісник аграрної науки Причорномор'я. – 2015. – Вип. 3 (86). – С. 222-227.
39. Киселев П.Г. Справочник по гидравлическим расчетам / П.Г. Киселев / 4-е изд. – М.: Энергия, 1972. – 312 с.
40. Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета в электроустановках переменного тока напряжением до 1 кВ : ГОСТ 28249-93 [Действующий от 1-01-1995] – М.: ФГУП «Стандартинформ». – 2006. – 47 с.
41. Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета в электроустановках переменного тока напряжением свыше 1 кВ : ГОСТ Р 52735-2007 [Действующий от 12-07-2007]. – М.: ФГУП «Стандартинформ». – 2007. – 59 с.
42. Короткие замыкания в электроустановках. Методы расчета электродинамического и термического действия тока короткого замыкания : ГОСТ Р 52736-2007 [Действующий от 12-07-2007]. – М.: ФГУП «Стандартинформ». – 2007. – 44 с.
43. Короткие замыкания в электроустановках. Термины и определения : ГОСТ 26522-85 [Действующий от 15-04-1985] – М.: ФГУП «Стандартинформ». – 2006. – 19 с.
44. Кузнецов Д.М. Графитация крупногабаритных электродов. Процесс Ачесона [Текст] / Д.М. Кузнецов. – Ростов н/Д: РГАСХМ ГОУ. – 2003. – 168 с.
45. Кузнецов, Д.М. Анализ взаимосвязи электросопротивления электродов 610 мм с технологическими параметрами графитации / Д.М. Кузнецов, Е.П. Шадрин // Цветные металлы. – 1997. – № 10. – С. 108.
46. Кузнецов, Д.М. Опыт применения технологии низкотемпературной промышленной графитации / Д.М. Кузнецов, В.К. Коробов // Сб. Современные проблемы производства и эксплуатации углеродной продукции. – Челябинск, 2000. – С. 137 – 139.
47. Кузнецов, Д.М. Процесс графитации углеродных материалов. Современные методы исследования / Д.М. Кузнецов, В.П. Фокин. – Новочеркасск: ЮРГТУ. – 2001. – 132 с.
48. Куликов. Ю.А. Переходные процессы в электрических системах / Ю.А. Куликов. – Новосибирск: Изд-во АСТ, 2003. – 288 с.
49. Лозинський А.О. Розв'язання задач електромеханіки в середовищах пакетів MathCAD і MATLAB: [Навчальний посібник] / А.О. Лозинський, В. І. Мороз, Я. С. Паранчук – Л.: Магнолія 2006, 2007. – 215 с.

50. Михеев М. А. Основы теплопередачи / М.А. Михеев, И.М. Михеева. – М., «Энергия», 1977. — 344 с.
51. Подольцев А.Д. Компьютерное моделирование электромагнитных и тепловых процессов при индукционном нагреве стального реактора с сыпучим материалом / А.Д. Подольцев, И.Н. Кучерявая // Техн. електродинаміка. – 2005. – № 3. – С. 3 – 11.
52. Подольцев А.Д. Численный расчет электрических токов, магнитного поля и электродинамических сил в силовом трансформаторе в аварийных режимах с использованием MATLAB/SIMULINK и COMSOL / А.Д. Подольцев, Л.Н. Конторович // Технічна електродинаміка. – 2011. – № 6. – С. 3 – 10.
53. Подольцев А.Д. Элементы теории и расчета электромагнитных процессов в проводящих средах / А.Д. Подольцев, И.Н. Кучерявая – Киев: Ин-т электродинамики НАН Украины, 1999. – 363 с.
54. Правила устройства электроустановок. ПУЭ-2009. Харьков: ООО Форт, 2010.
55. Производство электродной продукции / А.К. Санников, А.Б. Соменов, В.В. Ключников и др. – М.: Металлургия. 1985 – 129 с.
56. Разработка математической модели промышленного процесса графитации с целью его оптимизации и усовершенствования : Отчет о НИР ГосНИИЭП, Инв. № 02850062203 / [руководитель В.Ю. Знамеровский] ; опубл в сб. реф. НИР и ОКР, ВНИЦентр. – Серия 17. – 1986. – № 15. – Реф. 61.15.86.165.
57. Разработка технических решений по модернизации главного шинного пакета секции печей графитации цеха №4. Отчет о НИР №804/04361/04/3510, Запорожский национальный технический университет, Запорожье, 2011, 149 с
58. Разработка технических решений по повышению энергоэффективности работы коротких сетей графитировочных печей. Отчет о НИР №804/58166/04/1815, Запорожский национальный технический университет, Запорожье, 2005, 198 с.
59. Розенберг В.Л. Метод расчета индуктивностей токопроводящей системы «кern графитировочной печи – боковые шинопакеты» / В.Л. Розенберг, В.А. Сычев, Я.В. Метелица // Автоматизация энергосистем и энергоустановок промышленных предприятий : Сб. научн. тр. – Челябинск: ЧПИ, 1985. – С. 15–18.
60. Сайт ЗАТ НПО «Изолятор». Режим доступа: [www.izolyator.ru](http://www.izolyator.ru)

61. Семчинов А.М. Токопроводы промышленных предприятий / А.М. Семчинов. – Л.: Энергия. – 1972. – 257 с.
62. Способ определения коэффициента полезного действия печи графитизации : п.м. №UA27050U Украина: МПК C01B 31/04, G01K 11/00 / Н. Панов, М.Ф. Боженко, С.В. Лелека, И.Л. Шилович, М.В. Коржик; заявитель и патентообладатель Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт». – заявл. 22.07.2006; опубл. 10.10.2007, Бюл. №16.
63. Теплоэлектрическое состояние печей графитирования Ачесона : монография / С. В. Лелека, Е. Н. Панов, А. Я. Карвацкий, С. В. Кутузов, И. В. Пулинец, Т. В. Чирка, Т. В. Лазарев; Нац. техн. ун-т Украины «Киев. политехн. ин-т» . - Киев, 2014. - 237 с.
64. Чалых Е.Ф. Обжиг электродов / Е.Ф. Чалых – М. : Metallurgia, 1981. – 116 с.
65. Чалых Е.Ф. Оборудование электродных заводов: Учебное пособие для вузов / Е.Ф. Чалых. – М.: Metallurgia, 1990. – 238с.
66. Чалых Е.Ф. Печи электродных заводов / Е.Ф. Чалых, Л.Ф. Пашенкова – М.: МХТИ им Д.И. Менделеева. – 1983. – 76 с.
67. Чалых, Е.Ф. Технология и оборудование электродных заводов / Е.Ф. Чалых – М.: Metallurgia. 1972. – 432 с.
68. Чалых, Е.Ф. Технология углеграфитовых материалов / Е.Ф. Чалых. – М.: Metallurgizdat. – 1963. – 304 с.
69. Шидловский, А. К. Анализ микронеоднородности электрического поля как фактора повышения интенсивности пороговых электрофизических процессов в полимерной изоляции высоковольтных кабелей и самонесущих изолированных проводов / А. К. Шидловский [и др.]. // Технічна електродинаміка [Текст] : - К., 2008, №4 - С.3-12
70. Яримбаш Д. С. Повышение точности расчета потерь активной мощности в однофазных коротких сетях электротехнических комплексов графитации / Д. С. Яримбаш, І. М. Килимник, С. Т. Яримбаш // Матеріали наук.-техн. конф: Проблеми підвищення ефективності електромеханічних перетворювачів в електроенергетичних системах, Севастополь, 2012, С. 133 – 134.
71. Яримбаш Д. С. Повышение эффективности обработки данных регистрации активной мощности электротехнических комплексов графитации / Д. С. Яримбаш // Сборник научных трудов SWorld Выпуск 3. Том 7. Иваново: МАРКОВА АД, 2013. – С. 87 – 93.

72. Ярымбаш Д. С. Анализ электромагнитных и термоэлектрических процессов в печах Ачесона / Д. С. Ярымбаш // Энергоэкономия. Энергетика. Энергоаудит, Харків, 2014. №6 – С. 11 – 21.
73. Ярымбаш Д.С. Анализ энергоэффективности торцевых соединений боковых шинных пакетов и токоподводов печей графитации / Д.С. Ярымбаш, А.М. Олейников // Електротехніка та електроенергетика. – 2013. – № 2. – С. 23 – 30.
74. Ярымбаш Д.С. Влияние расположения заготовок электродов на распределение электрической мощности нагрева вkerne печи ачесона / Д.С. Ярымбаш // Електротехніка та електроенергетика. – 2014. №2. – С. 36 – 43.
75. Ярымбаш Д.С. Выбор критерия энергоэффективности боковых шинных пакетов мощных печей графитации / Д.С. Ярымбаш // Технічна електродинаміка. Тематичний вип. Силова електроніка і енергоефективність – 2012. С.
76. Ярымбаш Д.С. Динамика электротехнического идентификационного комплекса печи графитации / Д.С. Ярымбаш, И.Д. Труфанов, В.Г. Савельев // Вестник национального технического университета «ХПИ». Тематический выпуск 45, 2005. С.
77. Ярымбаш Д.С. Идентификация параметров электродинамической стойкости короткой сети мощных электротехнических комплексов графитации переменного тока / Д.С. Ярымбаш // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Тематичний випуск «Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія й практика» науково-виробничого журналу – Кременчук: КрНУ, 2012. – Вип. 3/2012 (19). – С. 487 – 490.
78. Ярымбаш Д.С. Идентификация температурных зависимостей удельных электрических сопротивлений керны в процессе графитации / Д.С. Ярымбаш // «Электротехника и электромеханика». – 2014. №2. – С. 66 – 70.
79. Ярымбаш Д.С. Идентификация электрических параметров печной петли мощных печей графитации [Текст] / Д.С. Ярымбаш // «Электротехника и электромеханика». – 2012. №1. – С. 49 – 54.
80. Ярымбаш Д. С. Идентификация электрических параметров шихтованных шинных пакетов мощных коротких сетей / Д. С. Ярымбаш, И. М. Килимник, С. Т. Ярымбаш // Електротехніка та електроенергетика. – 2012. – № 2. – С. 55 – 61.

81. Ярымбаш Д.С. Исследование электромагнитных и термоэлектрических процессов в печах графитации переменного и постоянного тока / Д.С. Ярымбаш, // Науковий вісник НГУ – 2015. – №3. – С.95–102.
82. Ярымбаш Д.С. Исследование электромагнитных и электротепловых процессов в области торцевых шинных пакетов печей графитации / Д.С. Ярымбаш, А.М. Олейников // Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит. – 2013. №11. – С. 60 – 68.
83. Ярымбаш Д.С. Кинестатика и динамика сенсорно-информационной подсистемы регулируемого электротехнического комплекса печи графитации / Д.С. Ярымбаш, И.Д. Труфанов // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – Кременчук, 2005. - №3. – С. 81 –83.
84. Ярымбаш Д.С. Метод частотной адаптации уравнений Максвелла для переменного тока к рекуррентным уравнениям в формулировках для постоянного тока / Д.С. Ярымбаш // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Вип. 146/2014. Серія: Автоматизація процесів та управління. – Севастополь. 2014. – С. 203 – 206.
85. Ярымбаш Д.С. Особенности идентификации электрических параметров контура печи графитации переменного тока методами полевого моделирования и оптимизации / Д.С. Ярымбаш, А.М. Олейников // Оптимізація виробничих процесів: зб. наук. пр. Вип. 15/2014. – Севастополь. 2014. – С. 108 – 112.
86. Ярымбаш Д.С. Особенности измерения переменного тока в токоподводах печей графитации [Текст] / Д.С. Ярымбаш // Електротехніка і електроенергетика. – 2005. - №1. – с. 74 – 76.
87. Ярымбаш Д.С. Особенности контроля электрических параметров, мощности и энергопотребления во время кампании графитации в печи переменного тока / Ярымбаш Д.С., Ярымбаш С.Т., Тютюнник О.В. // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – Кременчук: КДПУ, 2006, – Вип. 3/2006(38), – С. 53 – 55.
88. Ярымбаш Д.С. Особенности моделирования электромагнитного поля в зоне подключения боковых шинных пакетов к токоподводам печи графитации / Д.С. Ярымбаш, А.М. Олейников // Електротехніка. – М.: Знак. – №2. 2015. – С. 44 – 50.
89. Ярымбаш Д.С. Особенности моделирования электромагнитных процессов в индукторе калибра мундштука пресса / Д.С. Ярымбаш, И.М. Килимник // Вісник кременчуцького державного політехнічного

університету – Кременчук, КДПУ, 2007. – №4(45) Частина 1. – С. 53 – 55.

90. Ярымбаш Д.С. Особенности обработки данных регистрации электрических параметров электротехнических комплексов графитации переменного тока / Д.С. Ярымбаш // Научные журналы НТУ «ХПИ» : Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит, 2014. №2 – С. 59 – 65.

91. Ярымбаш Д.С. Особенности определения параметров электрической схемы замещения печной петли печи графитации переменного тока [Текст] / Д.С. Ярымбаш, И.М. Килимник, С.Т. Ярымбаш // Електротехніка та електроенергетика. – 2010. №2. – С. 36 – 43.

92. Ярымбаш Д.С. Особенности оптимизации электрических режимов графитации / Д.С. Ярымбаш // Електротехнічні та комп'ютерні системи. – Одесса, 2014. – №15 (91). – С. 215 – 219.

93. Ярымбаш Д.С. Особенности распределения электрической мощности нагрева в керне печи графитации переменного тока / Д.С. Ярымбаш, А.М. Олейников // Праці Інституту електродинаміки НАН України. – К.: Інститут електродинаміки НАН України, 2013. – вип.. 37. – С. 94 – 100.

94. Ярымбаш Д.С. Особенности расчета токов короткого замыкания мощных электротехнических комплексов графитации переменного тока / Д. С. Ярымбаш // Електротехніка та електроенергетика. - 2012. - № 1. - С. 23-30.

95. Ярымбаш Д.С. Особенности расчета электродинамической стойкости шихтованных шинных пакетов короткой сети печи графитации / Д.С. Ярымбаш // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Вип. 146/2014. Серія: Механіка. Енергетика. Екологія. – Севастополь. 2014. – С. 131 – 136.

96. Ярымбаш Д. С. Особенности электротепловых режимов главных шинных пакетов секций печей графитации переменного тока / Д. С. Ярымбаш, С. Т. Ярымбаш, И. М. Килимник // Електротехніка та електроенергетика. – 2011. – №1. – С. 64–69.

97. Ярымбаш Д. С. Оценка погрешности сенсоров тока автоматизированной системы управления технологическим процессом графитации / Д.С. Ярымбаш, И. М. Килимник, С. Т. Ярымбаш // «Електротехнічні та комп'ютерні системи». – № 03(79) – 2011

98. Ярымбаш Д.С. Повышение энергоэффективности бокового шинопакета печей графитации переменного тока / Д. С. Ярымбаш, С. Т. Ярымбаш // Технічна електродинаміка. Тематичний вип. Силова електроніка і енергоефективність. – 2011, С. 229–233.

99. Ярымбаш Д. С. Повышение энергоэффективности электротехнического комплекса графитации при модернизации боковых шинных пакетов мощных печей графитации / Д. С. Ярымбаш, С. Т. Ярымбаш // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Вип. 132/2012. Серія: Механіка, енергетика, екологія. — Севастополь, 2012. С. 93–100.
100. Ярымбаш Д. С. Применение адаптированных схемных моделей для расчета токов короткой сети мощных электротехнических комплексов / Д. С. Ярымбаш // Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит. – 2012. №2. – С. 72–76.
101. Ярымбаш Д. С. Применение адаптированных схемных моделей для расчета токов короткой сети мощных электротехнических комплексов [Текст] / Д. С. Ярымбаш // Научные журналы НТУ «ХПИ»: Энергосбережение. Энергетика. Энергоаудит, 2012. №2 – С. 59–65.
102. Ярымбаш Д. С. Сенсорная подсистема локальной адаптивной системы автоматизации металлургических печей / Д. С. Ярымбаш, И. Д. Труфанов, И. М. Коцур, В. В. Машкин // Матеріали II Міжнародної науково-технічної конференції «Світлотехніка й електротехніка: історія, проблеми й перспективи». – Тернопіль: Тернопільський державний технічний університет, 2005. – С. 62–63.
103. Ярымбаш Д. С. Численно-полевой анализ электромагнитных и электротепловых процессов в шинных пакетах печей графитации / Д.С. Ярымбаш // Ползуновский вестник. – 2013. – №4–2. – С. 216–222.
104. Ярымбаш С. Т. Идентификация характеристик системы резистивно-индукционного нагрева для транспортировки хлора методами математического моделирования / С. Т. Ярымбаш, И. М. Килимник, Д. С. Ярымбаш, Д. А. Литвинов // Материалы МНТК «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика». – Харьков, 2010. – С. 320–324.
105. Ярымбаш, Д.С. Идентификация электрических параметров торцевых ошинок печей сопротивления прямого действия [Текст] / Ярымбаш Д. С., Олейников А. М., Ярымбаш С. Т., Килимник И.М. // Сборник научных трудов «Вестник НТУ «ХПИ»: Проблемы автоматизированного электропривода. Теорія і практика. Вестник НТУ «ХПИ», 2013. №36. –С. 466–470.

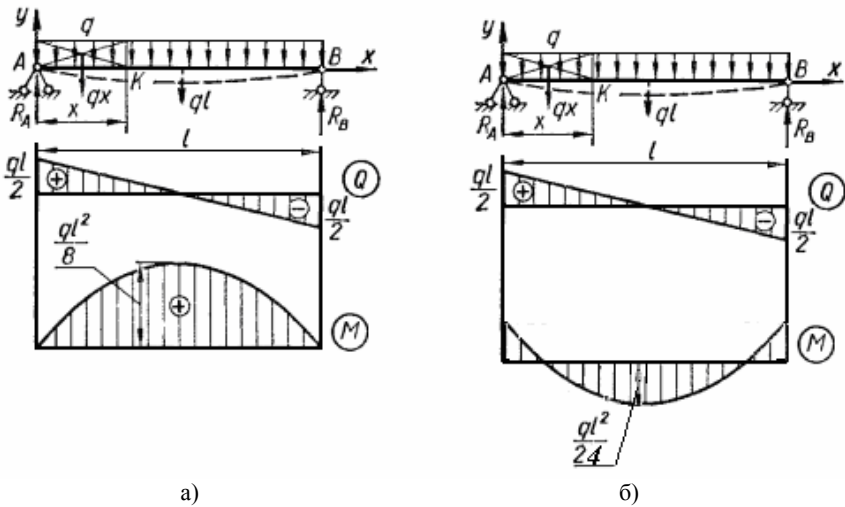
**Додаток А**  
**Розрахунок статично невизначених балок**

Навантаження інтенсивністю  $q$  рівномірно розподілено по всій довжині прольоту двоопорної балки (рис. А1, а). У даному випадку необхідно спочатку визначити опорні реакції. Рівнодіюча всього розподіленого навантаження дорівнює  $ql$  та її дії проходить через середину балки. Тому

$$\sum M_B = R_A l - ql \cdot \frac{l}{2} = 0; \quad \sum M_A = R_B l - ql \cdot \frac{l}{2} = 0;$$

звідки

$$R_A = R_B = \frac{ql}{2}.$$



а) одно пролітна шарнірно оперта балка, б) одно пролітна балка з зашкеленими кінцями

Рисунок А.1 – Епюри  $Q$  і  $M$  для статично невизначених двоопорних балок з рівномірним розподілим навантаженням

Обчислюючи поперечну силу та згинальний момент у довільному перерізі  $K$ , як результат дії сил, що розташовано зліва від перерізу  $K$ , отримаємо

$$Q(x) = R_A - qx = \frac{ql}{2} - qx;$$

$$M(x) = R_A x - qx \cdot \frac{x}{2} = \frac{ql}{2} x - \frac{qx^2}{2}.$$

Таким чином, епюра  $Q$  буде прямолінійною, а епюра  $M$  – параболічною. Для побудови епюр обраховуються:

$$Q(0) = \frac{ql}{2}; \quad Q(l) = -\frac{ql}{2};$$

$$M\left(\frac{l}{2}\right) = \frac{ql}{2} \cdot \frac{l}{2} - \frac{ql^2}{8} = \frac{ql^2}{8};$$

$$M(l) = \frac{ql}{2} l - \frac{ql^2}{2} = 0.$$

Щоб визначити екстремальне значення згинаючого моменту, прирівнюється нулю похідна від згинаючого моменту  $M(x)$  за абсцисою  $x$  перерізу:

$$\frac{dM(x)}{dx} = \frac{ql}{2} - qx = 0,$$

тобто  $x = \frac{l}{2}$ .

Так як друга похідна  $\frac{d^2M(x)}{dx^2} = -q$  від'ємна, то в перерізі при  $x = \frac{l}{2}$  досягається максимальне значення моменту:

$$M_{max} = M(l/2) = \frac{ql^2}{8}.$$

Епюри  $Q$  і  $M$  для однопролітної шарнірно опертої балки побудовано на рис. А.1, а.

Для однопролітної балки з защемленими кінцями епюра побудовано на рис. А1, б при:

$$R_A = R_B = \frac{ql}{2}, \quad M_A = M_B = \frac{ql^2}{12}; \quad M\left(\frac{l}{2}\right) = \frac{ql^2}{24}.$$

Далі для простої балки сталого перетину, що несе суцільне рівномірне розподілене навантаження  $q$  (рис. А.1, а), будеться епюра прогибів (рис. А.2), для якої встановлюються реакції опор:

$$R_A = R_B = \frac{ql}{2},$$

а згинаючий момент у довільному перетині змінюється вздовж осі балки за співвідношенням

$$M(x) = \frac{ql}{2}x - \frac{qx^2}{2}.$$

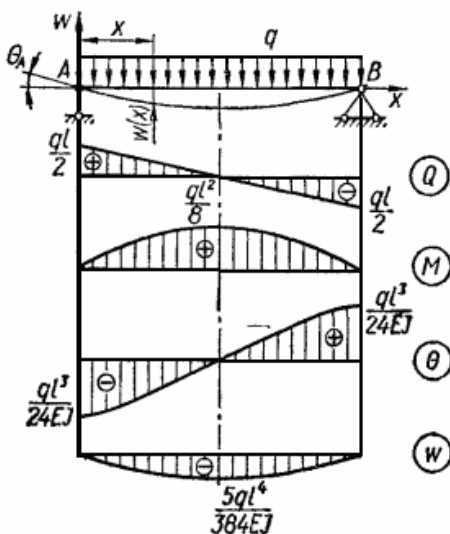


Рисунок А.2 – Епюра прогибів

Для визначення прогинів складається диференційне рівняння зігнутої осі виду:

$$\frac{d^2\omega}{dx^2} = \frac{1}{EJ} \left( \frac{ql}{2}x - \frac{qx^2}{2} \right),$$

інтегруючи яке двічі, отримаємо

$$\begin{aligned} \theta(x) &= \frac{d\omega}{dx} = \frac{ql}{4EJ}x^2 - \frac{q}{6EJ}x^3 + C; \\ \omega(x) &= \frac{ql}{24EJ}x^3 - \frac{q}{24EJ}x^4 + Cx + D. \end{aligned}$$

Сталі  $C$  і  $D$  встановлюються однорідними граничними умовами:

- 1) при  $x = 0, \omega = 0$  – на лівому кінці балки прогин відсутній.
  - 2) при  $x = l, \omega = 0$  – на правому кінці балки прогин дорівнює нулю.
- Перша умова дає  $\omega(0) = D = 0$ .

$$\omega(l) = \frac{ql^4}{12EJ} - \frac{ql^4}{24EJ} + Cl = 0,$$

звідки

$$C = -\frac{ql^3}{24EJ}.$$

Підставивши обчислені значення довільних сталих, отримують рівняння зігнутої осі:

$$\omega(x) = \frac{qlx^3}{12EJ} - \frac{qx^4}{24EJ} - \frac{ql^3x}{24EJ} = \frac{ql^3x}{24EJ} \left[ 1 - 2\left(\frac{x}{l}\right)^2 + \left(\frac{x}{l}\right)^3 \right]$$

і рівняння кутів повороту:

$$\theta(x) = \frac{d\omega}{dx} = \frac{qlx^2}{4EJ} - \frac{qx^3}{6EJ} - \frac{ql^3}{24EJ} = -\frac{ql^3}{24EJ} \left[ 1 - 6\left(\frac{x}{l}\right)^2 + 4\left(\frac{x}{l}\right)^3 \right].$$

Для побудови епюр  $\theta(x)$  та  $\omega(x)$  обраховують кути повороту за кінцями балки, а також прогин посередині прольоту  $\omega\left(\frac{l}{2}\right) = f$ . Кути повороту на опорах знаходяться в попереднього рівняння.

При  $x = 0$  отримаємо величину кута повороту на лівій опорі:

$$\theta_A = \theta(0) = -\frac{ql^3}{24EJ},$$

при  $x = l$  – на правій опорі:

$$\theta(l) = \theta_B = \frac{ql^3}{24EJ}.$$

Таким чином, порівнюючи значення довільних сталих  $C$  і  $D$  з виразами для  $\theta(0)$  і  $\omega(0)$  можна встановити, що вони відповідно дорівнюють куту повороту та прогину в тій опорі, де знаходиться початок координат:

$$C = \theta(0) = -\frac{ql^3}{24EJ}; \quad D = \omega(0) = 0.$$

Аналогічним буде геометричний сенс довільних сталих на ділянці, яка примикає до початку координат, будь-якої балки при довільному навантаженні.

Отже, підставивши  $x = l/2$ , обраховують величину прогину:

$$f = -\frac{5}{384} \frac{ql^4}{EJ}.$$

Таким чином, шини шинної конструкції згинаються за параболою четвертого порядку. Так як згинальний момент на всьому протязі білки додатний, то верхні шари шини стиснуті і, отже, шина вигинається опуклістю донизу. Епюра прогинів у прийнятому масштабі зображує зогнуту вісь шини, що розглядається.

Із умови симетрії шини та навантаження випливає, що перетин на осі симетрії (тобто при  $x = l/2$ ) не перевертається. Отже

$$\theta(l/2) = 0.$$

При цьому епюра кутів повороту повинна бути окреслена параболою третього порядку, що проходить через точки:

$$\theta\left(\frac{l}{4}\right) = -\frac{9}{384} \frac{ql^3}{EJ};$$

$$\theta\left(\frac{3}{4}l\right) = \frac{9}{384} \frac{ql^3}{EJ}.$$

Ця параболічна крива на лівій половині балки обернена увігнутістю вгору, а на правій – вниз (рис. А.3).

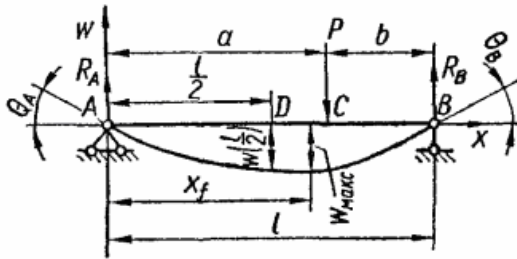


Рисунок А.3 – Епюра кутів повороту шини

Уточнення розрахунку статично невизначених балок з затисненими кінцями виконується різницевим методом (рис. А.4)

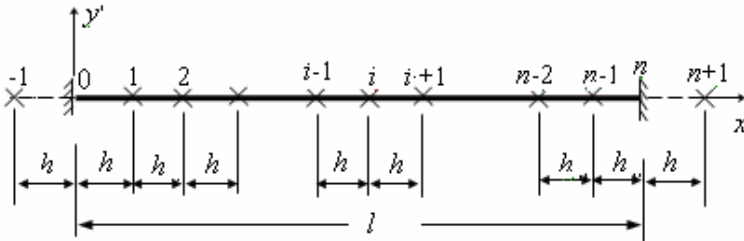


Рисунок А.4 – Різницева схема зі сталим кроком статично невизначеної балки

На основі формул Журавського:

$$\frac{dM_z}{dx} = Q_y, \quad \frac{d^2M_z}{dx^2} = \frac{dQ_y}{dx} = q,$$

$$\frac{d^2}{dx^2} \left( EJ_z \frac{d^2y}{dx^2} \right) = q, \quad J_z = J_x(x)$$

відоме диференційне рівняння вигину балок приводиться до диференційного рівняння четвертого порядку

$$\frac{d^4y}{dx^4} = \frac{q}{EJ_z}, \quad J_z = const.$$

Для якого різницевого рівняння вигину балки сталого перетину може бути отримано у вигляді:

$$\Delta^4 y_i = y_{i-2} - 4y_{i-1} + 6y_i - 4y_{i+1} + y_{i+2} = \frac{q_i}{EJ_z} h^4.$$

Враховуючи, наведені вище співвідношення, шина ГШП розглядається як однопролітна балка, жорстко затиснена з обох сторін (табл. 5.1, п. 3).

При використанні різницевого оператора четвертого порядку вводяться законтурні точки:  $-1$  і  $n+1$ . Переміщення в цих точках зазвичай визначаються з граничних умов обпирання балки. Для балки з жорстким затисненням опор маємо:

$$y'(0) = y'_0 = \frac{\Delta y_0}{2h} = 0 \rightarrow \Delta y_0 = y_1 - y_{-1} = 0 \rightarrow y_{-1} = y_1;$$

$$y'(l) = y'_n = \frac{\Delta y_n}{2h} = 0 \rightarrow \Delta y_n = y_{n+1} - y_{n-1} = 0 \rightarrow y_{n+1} = y_{n-1};$$

Таким чином, для жорстко защемлених кінців балки переміщення в законтурних точках дорівнюють переміщенням у перед контурних точках.

Складаючи систему різницевих рівнянь для балки з защемленими краями з урахуванням граничних умов, отримаємо:

$$\begin{aligned}
i = 1, \quad y_{-1} - 4y_0 + 6y_1 - 4y_2 + y_3 &= 7y_1 - 4y_2 + y_3 = q_1 \frac{h^4}{EJ_z}; \\
i = 2, \quad y_0 - 4y_1 + 6y_2 - 4y_3 + y_4 &= -4y_1 + 6y_2 - 4y_3 + y_4 = q_2 \frac{h^4}{EJ_z}; \\
i = 3, 4, \dots, n-3, \quad y_{i-2} - 4y_{i-1} + 6y_i - 4y_{i+1} + y_{i+2} &= q_i \frac{h^4}{EJ_z}; \\
i = n-2, \quad y_{n-4} - 4y_{n-3} + 6y_{n-2} - 4y_{n-1} + y_n &= \\
= y_{n-4} - 4y_{n-3} + 6y_{n-2} - 4y_{n-1} &= q_{n-2} \frac{h^4}{EJ_z}; \\
i = n-1, \quad y_{n-3} - 4y_{n-2} + 6y_{n-1} - 4y_n + y_{n+1} &= \\
y_{n-3} - 4y_{n-2} + 7y_{n-1} &= q_{n-1} \frac{h^4}{EJ_z}.
\end{aligned}$$

При симетричному навантаженні  $y_i = y_{n-i}$ . Якщо  $m = n/2$  ( $n$  – парне), умова симетрії формулюється у вигляді  $y_{m-i} = y_{m+i}$ . Для балки з симетричними граничними умовами та симетричним навантаженням різницеві рівняння складаються для  $i = 1, 2, \dots, m$ .

Для балки з затисненими кінцями при симетричному навантаженні та  $i = 1, 2, \dots, m-2$  система залишається незмінною, а для  $i = m-1, m$  отримаємо:

$$\begin{aligned}
i = m-1, \quad y_{m-3} - 4y_{m-2} + 6y_{m-1} - 4y_m + y_{m+1} &= \\
= y_{m-3} - 4y_{m-2} + 7y_{m-1} - 4y_m &= q_{m-1} \frac{h^4}{EJ_z}; \\
i = m, \quad y_{m-2} - 4y_{m-1} + 6y_m - 4y_{m+1} + y_{m+2} &= \\
2y_{m-2} - 8y_{m-1} + 6y_m &= q_m \frac{h^4}{EJ_z}.
\end{aligned}$$

Значення моменту в точках різницевої сітки отримуємо, використовуючи формулу для другої різницевої похідної:

$$M_i = EJ_z y_i'' = \Delta^2 y_i \frac{EJ_z}{h^2}.$$

Опорні моменти з урахуванням граничних умов визначаються за формулами:

$$M(0) = M_0 = (y_{-1} - 2y_0 + y_1) \frac{EJ_z}{h^2} = 2y_1 n^2 \frac{EJ_z}{l^2};$$

$$M(l) = M_n = (y_{n-1} - 2y_n + y_{n+1}) \frac{EJ_z}{h^2} = 2y_{n-1} n^2 \frac{EJ_z}{l^2}.$$

При симетричному навантаженні, з урахуванням умов симетрії, момент всередині прольоту визначається за формулою

$$M\left(\frac{l}{2}\right) = M_m = (y_{m-1} - 2y_m + y_{m+1}) \frac{EJ_z}{h^2} = 2(y_{m-1} - y_m) n^2 \frac{EJ_z}{l^2}.$$

Таким чином, для шин (балок) з жорстко затисненими кінцями дія рівномірно розподіленого навантаження  $q$  і центрально прикладеної сили  $P$  при  $n = 4$  описується системою двох рівнянь:

$$\begin{pmatrix} 8 & -4 \\ -8 & 6 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} y_1 \\ y_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \end{pmatrix} \frac{h^4}{EJ_z} = \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \end{pmatrix} \frac{1}{n^4} \frac{l^4}{EJ_z},$$

вирішуючи яку, отримують:

$$y_1 = -\frac{3q_1 + 2q_2}{8 \cdot 256} \frac{l^4}{EJ_z}; \quad y_2 = -\frac{q_1 + q_2}{2 \cdot 256} \frac{l^4}{EJ_z}.$$

Значення моментів всередині прольоту та на опорах розраховують за формулами:

$$M\left(\frac{l}{2}\right) = M_2 = 2 \frac{q_1 + 2q_2}{8 \cdot 256} \cdot 16 \frac{l^2}{EJ_z} = \frac{q_1 + 2q_2}{64} \frac{l^2}{EJ_z};$$

$$M_0 = -\frac{3q_1 + 2q_2}{64} \frac{l^2}{EJ_z}.$$

Для рівномірно розподіленого навантаження:

$$q_1 = q_2 = q_3 = -q; \quad y\left(\frac{l}{2}\right) = y_2 = -\frac{1}{256} \frac{ql^4}{EJ_z}; \quad y_1 = -\frac{5}{8 \cdot 256} \frac{ql^4}{EJ_z}$$

визначаються значення моментів:

$$M(0) = M(l) = M_0 = -\frac{5}{64} ql^2 = -0,078ql^2;$$

$$M\left(\frac{l}{2}\right) = M_2 = \frac{3}{64} ql^2 = 0,0468ql^2;$$

Таким чином, для шини ГШП, у наближенні однопролітної балки з жорстко затисненими кінцями, встановлюються наступні значення прогинів і моментів від дії рівномірно розподіленого навантаження:

$$y_c^{mou} = \frac{1}{384} \frac{ql^4}{EJ_z}, \quad M_0^{mou} = \frac{ql^2}{12} = -0,0833; \quad M_c^{mou} = \frac{ql^2}{24} = 0,0417.$$

$$\delta y_c = \frac{384 - 256}{256} 100 = 50\%; \quad \delta M_0 = \frac{0,0833 - 0,0781}{0,0833} = 6,2\%;$$

$$\delta M_c = \left| \frac{0,0417 - 0,0468}{0,0417} \right| = 12,2\%.$$

Наукове електронне видання  
комбінованого використання  
Можна використовувати в локальному  
та мережному режимах

**ЯРИМБАШ Дмитро Сергійович**  
**ЯРИМБАШ Сергій Тимофійович**

**РОЗРАХУНОК ПАРАМЕТРІВ ГОЛОВНИХ  
ШИННИХ ПАКЕТІВ СЕКЦІЙ ПЕЧЕЙ  
ГРАФІТАЦІЇ ЗМІННОГО СТРУМУ**

*Навчальний посібник*

Один електронний оптичний диск (DVD-ROM);  
супровідна документація.  
Тираж 100 прим. Зам. № 820.

Видавець і виготовлювач  
Запорізький національний технічний університет  
Україна, 69063, м. Запоріжжя, вул. Жуковського, 64  
Тел.: (061) 769–82–96, 220–12–14

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 2394 від 27.12.2005.