

Electromagnetic Processes Simulation of Power Transformers in Operation and in No-load Modes

Yarymbash D.S., Kotsur M.I., Yarymbash S.T., Kylymnyk I.M.

Zaporizhzhia National Technical University

Zaporizhzhia, Ukraine

Abstract. In the designing preproduction of power transformers for calculating design data, a circuit models are widely used, which doesn't fully reflect the structural features of the transformer and spatial energy conversion. This leads to a significant increase of the error of design calculations and calculations of the magnetization parameters in load operation of transformers. This is especially the case in networks with alternative generation of electrical energy. Therefore, the aim of the work is to estimate the influence of design features and non-linear characteristics of electrical steel on the magnetization parameters in loading variations mode of the transformer. To achieve this aim, an improved model of electromagnetic processes in loaded power transformers is proposed. Its scientific novelty makes sense in the conjugation circuit models of external network and user's network with a spatial model of the magnetic field in the transformer. When the transformer working in operation mode, the magnetizing currents and idle currents are characterized by asymmetry and non-sinusoidality. Reducing the load of the transformer from operation to idle modes, these effects are enhanced. Therefore, the effective values of the magnetization currents increase in different intervals: (1.066%; 1.161%) for phase A; (1.275%; 1.303%) for phase B; and (1.187%, 1.308%) for phase C. At using of the data of the coupled circuit models and the magnetic field model for the ratios and coefficients of parabolic and polynomial regression provides high accuracy in calculating of the magnetization parameters under various transformer load conditions.

Keywords: three-phase transformer, rated mode, circuit models, magnetic field model, finite element method, magnetic field energy, magnetization currents, harmonic components, regression equations.

DOI: 10.5281/zenodo.3713396

UDC: 621.314.21

Modelarea proceselor electromagnetice în timpul funcționării transformatoarelor de putere sub sarcină și în regim de mers în gol

Yarymbash D.S., Kotsur M.I., Yarymbash S.T., Kilimnik I.M.

Universitatea Națională " Polytechnica Zaporizhye "

Zaporozhye, Ucraina

Rezumat. La faza de pregătire și organizare a fabricării transformatoarelor de putere frecvent se utilizează modele chematice de calcul care nu reflectă în totalitate caracteristicile structurale ale transformatorului și caracteril de converie spațială a energiei elctrice. La funcționarea transformatorului în sarcină, curenții de magnetizare, precum și curenții la mers în gol au semne de asimetrie și nesinusoidalitate. Aceasta duce la o creștere semnificativă a erorii calculelor la faza de proiectare și a rezultatelor calculării parametrilor de magnetizare în timpul funcționării transformatoarelor sub sarcină, în special în rețelele cu generare alternativă de energie electrică. Urmare a acestora, obiectivul lucrării constă în estimarea influenței particularităților constrictive și a caracteristicilor neliniare ale oțelului electrotehnic asupra parametrilor de magnetizare la devierea sarcinii transformatorului. Pentru a atinge acest obiectiv s-a propus un model îmbunătățit de analiză a proceselor electromagnetice în transformatoarele de putere în regim de sarcină. Noutatea științifică constă în racordarea modelelor de circuit ale unei rețele externe și a unei rețele de consum cu modelul spațial al câmpului magnetic care există în transformatorul de forță. Micșorarea sarcinii transformatorului de la valoarea nominală pînă la regimul de mers în gol are ca urmare amplificarea efectelor enumerate, de exemplu, creșterea valrilor curentului de ers în gol: în faz A de la 1.066% la 1.161%; în faza B de la 1.275% la 1.303%) și în faza C de la 1.187) % la 1.308%. Utilizarea tipului propus de modele ale schemelor electrice cuplate și a câmpului magnetic al transformatorului pentru relațiile și coeficienții funcției regresiei polinomiale conduce la majorarea precizie de calcul aș parametrilorcircuitului de magnetizare pentru la funcționarea trnsformatorului cu diferite valori ale sarcinii.

Cuvinte-cheie: transformator trifazat, regim nominal, modele de circuite, model de câmp magnetic, metoda elementului finit, energia câmpului magnetic, curenți de magnetizare, componente armonice, ecuații de regresie.

Моделирование электромагнитных процессов при работе силовых трансформаторов под нагрузкой и в режиме холостого хода

Ярымбаш Д.С., Коцур М.И., Ярымбаш С.Т., Килимник И.М.

Национальный университет «Запорожская политехника»

Запорожье, Украина

Аннотация. При конструкторской подготовке производства силовых трансформаторов для расчета проектных данных широко применяются схемные модели, которые не отображают в полном объеме особенности конструктивного строения трансформатора и пространственного преобразования энергии. Это приводит к существенному росту погрешности проектных расчетов и расчетов параметров намагничивания при работе трансформаторов под нагрузкой, особенно, в сетях с альтернативной генерацией электрической энергии. Поэтому целью работы является оценка влияния особенностей конструкции и нелинейных характеристик электротехнической стали на параметры намагничивания при изменениях нагрузки трансформатора. Для достижения поставленной цели предлагается усовершенствованная модель электромагнитных процессов в нагруженных силовых трансформаторах. Ее научная новизна заключается в сопряжении схемных моделей внешней сети и сети потребителя с пространственной моделью магнитного поля в трансформаторе. При работе трансформатора под нагрузкой токи намагничивания также, как и токи холостого хода, характеризуются асимметричностью и несинусоидальностью. Снижение нагрузки трансформатора от номинального режима до режима холостого хода усиливает эти эффекты, поэтому действующие значения токов намагничивания увеличиваются в разных интервалах: (1,066 %; 1,161 %) – для фазы А, (1,275 %; 1,303 %) – для фазы В и (1,187 %; 1,308 %) – для фазы С. Использование данных сопряженных схемных моделей и модели магнитного поля для соотношений и коэффициентов параболической и полиномиальной регрессии обеспечивает высокую точность расчетов параметров намагничивания при различных режимах нагрузки трансформатора: погрешность расчетов энергии магнитного поля не превышает 0,321 %, токов намагничивания – 0,217 %. Рассмотренные модели могут применяться для проектирования силовых трансформаторов с близкими паспортными данными холостого хода и короткого замыкания, а также для расчета данных и характеристик для мониторинга трансформаторов в эксплуатации.

Ключевые слова: трехфазный трансформатор, номинальный режим, схемные модели, модель магнитного поля, метод конечных элементов, энергия магнитного поля, токи намагничивания, гармонические составляющие, уравнения регрессии.

ВВЕДЕНИЕ

Силовые трансформаторы являются важным и ответственным оборудованием, обеспечивающим передачу электрической энергии от места генерации к потребителям, а также ее распределение между сетями потребителей. При многократной трансформации электрической энергии переменного тока параметры и характеристики силовых трансформаторов оказывают существенное влияние на работу энергосистем, особенно, при перетоках реактивной мощности в системах энергоснабжения и в сетях энергопотребителей [1–3].

В процессе эксплуатации силовые трансформаторы могут работать в режимах, которые отличаются от номинального, например, на разных ступенях устройств регулирования напряжения, с различными токовыми нагрузками. На современном этапе развития электроэнергетики увеличивается доля альтернативной генерации электрической энергии, которая зависит от погодных и других факторов. В определенные периоды времени отсутствие

или снижение мощности альтернативной генерации для ветростанций может быть связано с небольшой скоростью ветра, а для гелиостанций – с низким солнечным излучением в облачную погоду, вечером или его отсутствием ночью [4]. При таких обстоятельствах трансформаторное оборудование в сетях с альтернативными источниками генерации может работать с низкой токовой нагрузкой в режимах, которые в определенные промежутки времени будут приближаться к режиму холостого хода.

Как правило, рабочие режимы трансформаторов исследуются на основе параметров, рассчитанных для номинального режима работы [5,6]. Обычно при проектировании силовых трансформаторов определяются номинальные (паспортные) параметры опытного холостого хода и опытного короткого замыкания [7–10]. К ним относятся ток холостого хода, напряжение опытного короткого замыкания [7–10] и потери активной мощности в этих испытательных (расчетных) режимах. Однако в эксплуатационных режимах характеристики

трансформаторов, которые определяются для номинальных параметров, рассчитанных при номинальных токах и напряжениях, могут иметь высокую погрешность.

Современные требования к повышению точности проектных данных, прогнозных данных и характеристик для мониторинга силовых трансформаторов в эксплуатации обуславливают актуальность решения вопросов, связанных с учетом особенностей электромагнитных процессов в эксплуатационных режимах работы трансформаторов при изменениях нагрузки от режима холостого хода до номинального режима.

АНАЛИЗ ИССЛЕДОВАНИЙ И ПУБЛИКАЦИЙ

На этапе конструкторской подготовки производства для определения проектных параметров и характеристик силовых трансформаторов широко применяются схемные модели [11, 12] и методы теории линейных и нелинейных электрических и магнитных цепей [13, 14]. Использование схемных моделей обуславливается, с одной стороны, эффективными высокоточными алгоритмами их компьютерной реализации [15,16], а, с другой стороны, применением инвариантных к объекту проектирования программных средств [17, 18]. Для их приобретения или использования не требуются значительные затраты. Поэтому рабочие режимы трансформаторов обычно исследуются на основе схем замещения [11, 12], параметры которых рассчитываются, как правило, для данных опытных режимов холостого хода и короткого замыкания.

Точность схемного моделирования ограничивается, прежде всего, точностью определения активных и реактивных сопротивлений электрических контуров в эксплуатационных диапазонах изменения токовых нагрузок. В схемных моделях не отображается сложное конструктивное строение активной части силового трансформатора с магнитной системой, системами обмоток и электроизоляции. Это приводит к качественному и количественному искажению реальной картины электромагнитных процессов, протекающих в нагруженных и ненагруженных силовых трансформаторах. Для повышения точности проектных расчетов для отдельных типополнений в существующих сериях силовых трансформаторов применяются корректиру-

ющие коэффициенты [7]. Они определяются при согласовании расчетных данных с данными испытаний трансформаторов этой же серии. Однако использование такого подхода для новых серий силовых трансформаторов весьма затруднительно, так как для корректировки действующих расчетных методик требуются значительные затраты времени, финансовых, материальных ресурсов на изготовление промышленных моделей, опытных образцов изделий и их испытания.

В работах [17,19] отмечается, что пространственное распределение магнитной энергии в области активной части трансформатора существенно зависит от ее конструктивного строения, конструктивных и геометрических параметров магнитной системы, системы обмоток, их отдельных частей и взаимного расположения. Учет указанных факторов требует коррекции параметров в схемах замещения трехфазного трансформатора, в том числе, при симметричной трехфазной системе напряжений питания и симметричной трехфазной нагрузке [11,12]. Однако без широкого спектра экспериментальных данных такую коррекцию осуществить нельзя, что будет приводить к росту погрешностей определения параметров электрических и магнитных цепей [11].

При проектировании новых серий силовых трансформаторов в работах [19,20] рекомендуется применять моделирование переменных электромагнитных полей и осуществлять компьютерную реализацию нестационарных моделей магнитного поля в трехмерной области активной части с использованием методов пространственных конечных элементов. Однако существенные различия геометрических размеров и расстояний между деталями и узлами магнитных систем, систем обмоток, систем главной и продольной электроизоляции, а также отличия до нескольких порядков значений параметров электрофизических и магнитных свойств изоляционных и активных материалов, нелинейность гистерезисных магнитных характеристик анизотропных электротехнических сталей могут существенно осложнить практическое применение моделей магнитного поля [21,22].

Для снижения затрат времени и повышения эффективности моделирования авторы [19,20] предлагают неравномерное распределение пространственных конечных элементов в расчетной области. Размеры конечных элементов рекомендуется уменьшить, а плот-

ность их распределения увеличить только в подобластях, нагруженных токами или магнитными потоками, а также возле границ сред с различными электрическими и магнитными свойствами. За пределами таких подобластей размеры конечных элементов значительно увеличивают, чтобы существенно уменьшить их общее количество [19,20]. Однако при проектировании силовых трансформаторов затраты времени вычислений и требования к вычислительным ресурсам остаются достаточно высокими.

Для данного класса задач также применяются известные предположения и упрощения, основанные на линеаризации физических параметров активных материалов, на объединении многокомпонентных конструкций в однокомпонентные элементы с размерами одного порядка, на преобразовании нестационарных моделей в стационарные частотные модели, на пренебрежении эффектами гистерезиса и вихревых токов [21,23]. Благодаря этим предположениям и упрощениям можно существенно сократить время вычислений. Однако достоверность данных такого моделирования не всегда будет подтверждаться и соответствовать экспериментальным исследованиям.

В классических методиках проектирования режим нагрузки силового трансформатора рассматривают как суперпозицию двух режимов: опытного холостого хода и короткого замыкания [1,2]. Для исследования ненагруженного трансформатора в [24] предлагается «свободно» изменять расположение фазных обмоток по высоте окна магнитной системы, чтобы разделить пространство моделирования дополнительными горизонтальными и вертикальными плоскостями симметрии. В режиме холостого хода трансформатора это позволяет сократить объем расчетной области и количество конечных элементов в 2–4 раза. В работе [21] совместно исследуются схемная модель переходных процессов включения в сеть ненагруженного силового трансформатора и пространственная модель стационарного магнитного поля в области активной части. Однако авторы [21] не приводят результаты верификации и валидации данных моделирования, чтобы подтвердить их точность и достоверность.

Для режима короткого замыкания силового трехфазного трансформатора авторы [17] применяют частотную осесимметричную модель магнитного поля для одной из фаз ак-

тивной части. Это позволяет перейти от трехмерной к двумерной геометрической области моделирования и на несколько порядков уменьшить количество степеней свободы для метода конечных элементов. Поэтому затраты времени можно существенно сократить, а эффективность компьютерной реализации повысить. Однако частотная формулировка задачи магнитного поля не позволяет исследовать влияние высших гармонических составляющих токов намагничивания при работе трансформатора с низкой нагрузкой.

Рассмотренные подходы обеспечивают эффективную компьютерную реализацию моделей магнитного поля в опытных режимах холостого хода и короткого замыкания силового трансформатора, но их нельзя применить для исследования трансформаторов в режимах низкой нагрузки. Для таких режимов необходимо учитывать влияние на параметры трансформатора высших гармонических составляющих токов намагничивания и перераспределение энергии магнитного поля между остовом и системами обмоток.

Таким образом, при изменении нагрузки силовых трансформаторов от режима холостого хода до номинального режима необходимо учитывать особенности конструктивного строения активной части, нелинейность характеристик активных материалов и распределение энергии магнитного поля в подобластях магнитной системы, систем обмоток и электроизоляции, что обуславливает актуальность разработки усовершенствованных моделей электромагнитного преобразования энергии переменного тока, обеспечивающих высокую точность и вычислительную эффективность при моделировании.

Целью работы является оценка влияния нелинейных магнитных свойств электротехнической стали и особенностей конструктивного строения активной части на параметры фазных токов намагничивания силовых трансформаторов при изменении нагрузки от режима холостого хода до номинального режима.

МЕТОДЫ, РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

В режиме низкой нагрузки для моделирования электромагнитных процессов в трехфазном силовом трансформаторе необходимо сформировать расчетную область. Для номинальных режимов нагрузки трансформатора расчетная область с

активной частью трансформатора ограничивается внешней поверхностью стального бака или кожуха [2]. Однако при работе силового трансформатора с низкой нагрузкой действующие значения токов оказываются значительно меньше их номинального паспортного значения. Можно считать, что при низких токах поле рассеяния на внутренней поверхности бака существенно уменьшится. Поэтому внутренняя поверхность стального бака будет ограничивать расчетную область модели магнитного поля.

Для 3D модели расчетной области активной части трехфазного силового трансформатора (рис. 1) целесообразно использовать математическое описание ее конструктивной структуры в виде кортежей геометрических размеров узлов и деталей [25], входящих в системы обмоток, электрической изоляции и магнитной системы, которые дополняются кортежами параметров электрофизических свойств и характеристик электроизоляционных, конструктивных, проводниковых материалов и холоднокатаных анизотропных электротехнических сталей [26].

Первичные фазные обмотки трансформатора подключаются к внешней сети, а вторичные фазные обмотки – к сети потребителя (рис. 2). Это обеспечивает сопряжение схемных моделей на сторонах энергопитания и потребителей с моделью нестационарного магнитного поля в 3D области активной части трансформатора (1). Система линейных напряжений источника питания принимается симметричной:

$$\begin{cases} U_{AB} = U_{AB(\max)} \cdot \sin(\omega\tau + \alpha_{AB}); \alpha_{AB} = 0; \\ U_{BC} = U_{BC(\max)} \cdot \sin(\omega\tau + \alpha_{BC}); \alpha_{BC} = \pi/3; \\ U_{CA} = U_{CA(\max)} \cdot \sin(\omega\tau + \alpha_{CA}); \alpha_{CA} = 2\pi/3. \end{cases} \quad (1)$$

Фазные обмотки исследуемого трансформатора соединяются по схеме Y/Y с группой соединения «0» и имеют одинаковое число витков на сторонах высшего (ВН) и низшего (НН) напряжений, соответственно:

$$\begin{cases} W_A = W_B = W_C = W_{BH}; \\ W_a = W_b = W_c = W_{HH}. \end{cases} \quad (2)$$

С учетом несинусоидальности токов намагничивания трансформатора исследуются изменяющиеся во времени электромагнитные процессы, которые описываются известной системой уравнений в векторной форме [27]:

$$\mathbf{rot} \{ \bar{\mathbf{H}} \}_{i,j} = \{ \bar{\delta} \}_{i,j}; \delta_{i,j} = \sigma(\theta)_{i,j} \cdot \{ \bar{\mathbf{E}} \}_{i,j}; \quad (3)$$

$$\mathbf{rot} \{ \bar{\mathbf{E}} \}_{i,j} = - \frac{\partial \{ \bar{\mathbf{B}} \}_{i,j}}{\partial t}, \quad (4)$$

для потенциальных магнитных и электрических полей:

$$\{ \mathbf{rot} \{ \bar{\mathbf{A}} \}_{i,j} = \{ \bar{\mathbf{B}} \}_{i,j}; \mathbf{grad} \{ V \}_{i,j} = \{ \bar{\mathbf{E}} \}_{i,j}, \quad (5)$$

которые удовлетворяют условиям неразрывности вида:

$$\{ \mathbf{div} \{ \bar{\mathbf{B}} \}_{i,j} = 0, \mathbf{div} \{ \bar{\mathbf{E}} \}_{i,j} = 0. \quad (6)$$

где \mathbf{A} , V – векторный магнитный и скалярный электрический потенциалы; \mathbf{B} , \mathbf{H} , \mathbf{E} – индукция и напряженности магнитного и электрических полей; θ – температура, которая соответствует принятому классу нагревостойкости электрической изоляции [2]; σ – удельная электропроводность; δ – плотность тока в обмотках фаз А ($j = 1$), В ($j = 2$), С ($j = 3$); индексами i обозначаются подобласти расчетной области модели магнитного поля (рис. 1).

В соответствии с данными [26] нелинейная характеристика намагничивания для принятой марки анизотропной электротехнической стали задается для участков остова трансформатора с учетом углов между направлениями прокатки и магнитного потока.

На границах сопряжения сред с различными магнитными и электрическими свойствами для системы (3) применяются условия сопряжения для тангенциальных составляющих напряженностей [27] и однородные условия на внешних границах расчетной области – для векторного магнитного потенциала (рис. 1).

Со стороны ВН трансформатор подключается к внешней сети, с одинаковыми переходными сопротивлениями: ($Z_A = Z_B = Z_C$).

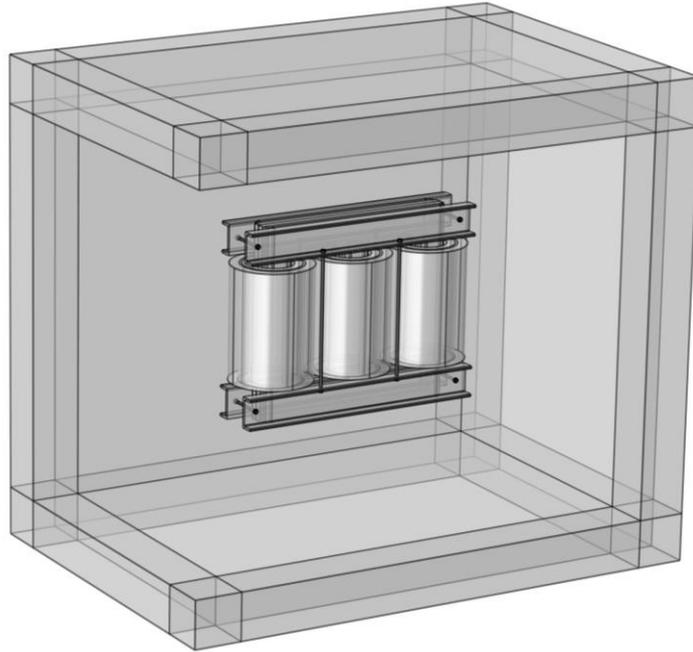


Рис. 1. Расчетная область 3D модели магнитного поля силового трансформатора ¹.

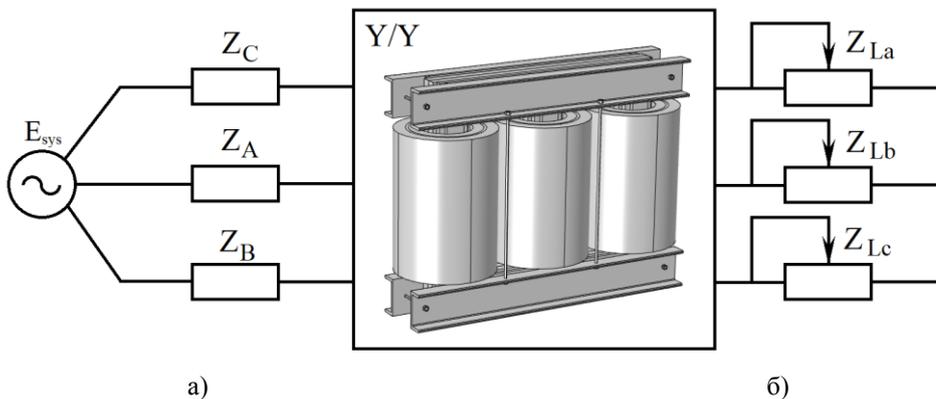


Рис. 2. Сопряжение схемных моделей и 3D модели магнитного поля силового трехфазного трансформатора ².

Поэтому для системы уравнений (1) начальные условия Коши должны соответствовать известным законам коммутации [28].

Таким образом, систему дифференциальных уравнений (2) с условиями (3) – (5), 3D геометрическую модель активной части трехфазного силового трансформатора, схемные модели внешней сети и сети потребителя (рис. 1) можно рассматривать как составляющие сопряженной схемно-полевой модели.

Эта модель описывает электромагнитные процессы преобразования электрической энергии переменного тока при работе нагруженных и ненагруженных силовых трансформаторов и реализована

программными средствами COMSOL Multiphysics [19] на примере трехфазного трансформатора мощностью 10 кВА с напряжениями 380/220 В.

Режимы нагрузки изменяются от режима холостого хода до номинального.

По данным моделирования определяют составляющие энергии магнитного поля $Q_{\Sigma i}$ и распределение ее плотности Q в i -х подобластях активной части, первичные $i_{j(BH)}(\tau)$ и вторичные $i_{j(HH)}(\tau)$ фазные токи, а также рассчитывают токи намагничивания в фазах трансформатора:

$$Q(x,y,z,\tau) = (\mathbf{B}(x,y,z,\tau), \mathbf{H}(x,y,z,\tau)),$$

$$Q_{\Sigma i}(\tau) = \iiint_V (\mathbf{B}(x,y,z,\tau), \mathbf{H}(x,y,z,\tau)) dx dy dz$$

$$Q^* = \frac{Q(x,y,z,\tau)}{\max[Q(x,y,z,\tau)_{ном}]} \cdot 100\%.$$

$$\left\{ i_j(\tau) = i_{j(BH)}(\tau) - i_{j(HH)}(\tau) \cdot \frac{W_{HH}}{W_{BH}}; j = 1,2,3, (7) \right.$$

которые нормируют:

$$\left\{ i_j^*(\tau) = \frac{i_j(\tau)}{\sqrt{2} \cdot I_{xx}} \cdot 100\%; I_{xx} = \frac{I_{xx}^*[\%] \times I_{ном}}{100\%}, (8) \right.$$

где индекс «xx» обозначает паспортное значение тока холостого хода, а индекс «ном» соответствует номинальному режиму.

Для этого режима работы трансформатора анализируется пространственное распределение плотности энергии магнитного поля, значения которой также нормируются:

В номинальном режиме распределение плотности энергии магнитного поля в поперечном (Рис. 3а) и в продольном (Рис. 3а, б) сечениях активной части представлено в момент времени, который соответствует амплитудному значению тока в фазе А. Для лучшей визуализации картины распределения плотности энергии ее значения $Q^* \geq 40\%$ отображаются одним, наиболее темным, цветом (рис. 3). Магнитное поле трансформатора преимущественно локализуется в под областях обмоток (рис. 3), где концентрация энергии достигает 72,5% от области активной части (рис. 4). При этом значение энергии магнитного поля в под области магнитной системы составит 27,5%, т.е. будет практически в три раза ниже чем в под области обмоток трансформатора (рис. 4).

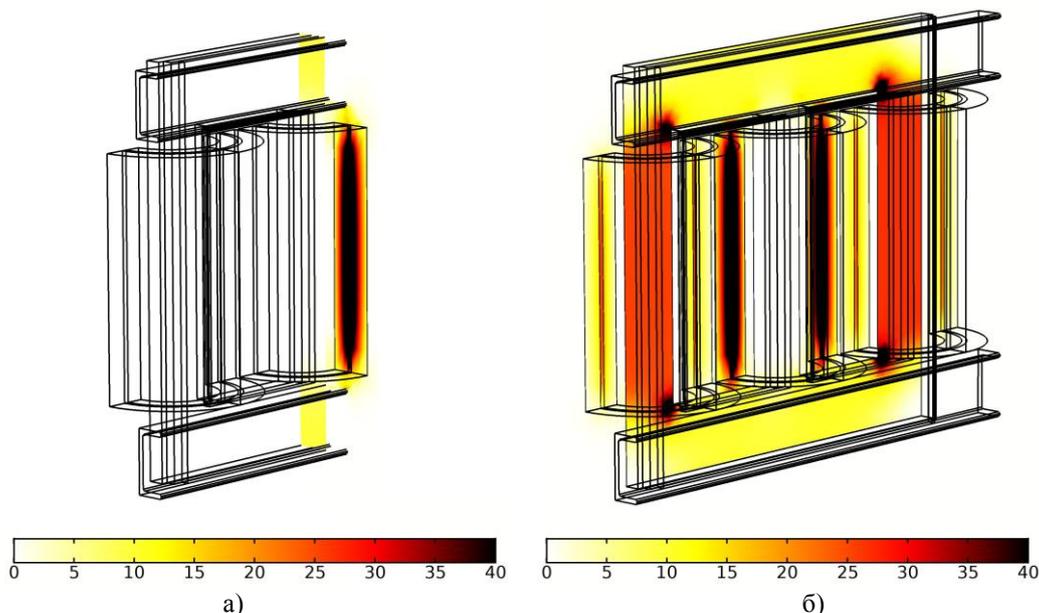


Рис. 3. Распределение плотности энергии магнитного поля в поперечном (а) и продольном сечениях (б) активной части трансформатора³

Значения энергии магнитного поля в под областях обмоток и магнитной системы уравниваются и будут составлять 29% от номинального режима работы при снижении токовой нагрузки трансформатора

$$s^* = \left(\frac{\sum_{j=1}^3 I_j}{3 \cdot I_H} \right) \cdot 100\%$$

до 62%. В магнитной системе ненагруженного трансформатора энергия магнитного поля достигает 32,4%, что на 4,9% больше чем в номинальном режиме (рис. 4).

Характер зависимостей энергии магнитного поля в под областях активной части от загрузки трансформатора позволяет использование уравнений параболической регрессии (Рис. 4):

$$\begin{cases} Q_{\Sigma i}(s^{\bullet}) = a_i + b_i(s^{\bullet}) + c_i(s^{\bullet})^2, i = 1, 2, \\ Q_{\Sigma 3}(s^{\bullet}) = Q_{\Sigma 1}(s^{\bullet}) - Q_{\Sigma 2}(s^{\bullet}), \\ a_3 = a_1 - a_2, b_3 = b_1 - b_2, c_3 = c_1 - c_2, \end{cases} \quad (9)$$

где индексы $i = 1$ относится к области активной части трансформатора, $i = 2$ – к подобластям системы обмоток и $i = 3$ – магнитной системы.

С помощью метода наименьших квадратов, который реализован в структуре средств MathCad [29], определяются коэффициенты параболической регрессии (табл. 1) и выполняется оценка значений погрешности соотношений (8):

$$\max(\delta_i) = \max |Q_{\Sigma i}(s_i^{\bullet}) - Q_{\Sigma i,k}|; i = 1, 2, 3,$$

для дискретных данных, которые обозначены круговыми, квадратными и треугольными маркерами для различных подобластей активной части (рис. 4).

Погрешности расчетов энергии магнитного поля в активной части, системе обмоток и магнитной системе трансформатора составляют (0,321%; 0,304%; 0,051%), соответственно, что подтверждает высокую точность уравнений регрессии (9) (табл. 1). Кроме того, значение коэффициента c_3 практически на два порядка ниже значений коэффициентов c_1, c_2 (табл. 1), что связано с

линейностью зависимости энергии магнитного поля в магнитной системе от токовой нагрузки трансформатора (рис. 4). Эта линейность обуславливается снижением значений магнитных потоков и индукции магнитного поля в стержнях и ярмах из-за роста падений напряжения при увеличении токов в контурах первичных фазных обмоток.

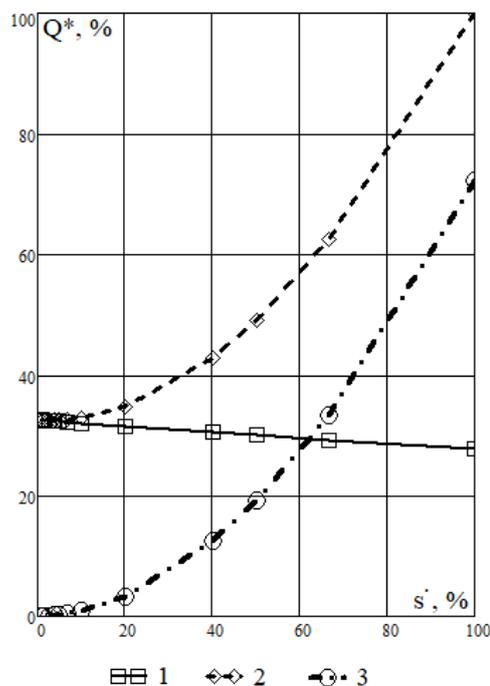


Рис.4. Зависимость энергии магнитного поля от загрузки трансформатора (1 – магнитная система; 2 – активная часть; 3 – обмотки) 4.

Таблица 1⁵.

Коэффициенты полиномиальной регрессии в уравнениях (9) 6

$a_1 = 32.456$	$b_1 = -0.011$	$c_1 = 6.881 \times 10^{-3}$	$\max(\delta_1) = 0.321 \%$
$a_2 = 0$	$b_2 = 0.043$	$c_2 = 6.812 \times 10^{-3}$	$\max(\delta_2) = 0.304 \%$
$a_3 = 32.456$	$b_3 = -0.054$	$c_3 = 6.899 \times 10^{-5}$	$\max(\delta_3) = 0.051 \%$

Таким образом в нагруженном трансформаторе энергия магнитного поля локализуется в подобластях магнитной системы и фазных обмоток, как в окнах магнитной системы, так и вне остова активной части (рис. 3). Пространственная картина, отображающая распределение плотности энергии магнитного поля в активной части трансформатора, определяется конструктивными особенностями активной части и распределением токов в фазных обмотках на разных сторонах напряжения трехфазного силового трансформатора [2]. Для больших токов

большая часть магнитной энергии будет приходиться на зону обмоток (рис. 4).

Однако при снижении токовой нагрузки обмоток эта часть энергии магнитного поля будет уменьшаться, а влияние нелинейных магнитных характеристик электротехнической стали и неравномерного распределения магнитной энергии по стержням и ярмам магнитной системы трансформатора будет увеличиваться. Поэтому для малозагруженных трансформаторов неравномерность распределения и несинусоидальность фазных токов намагничивания будет более выраженной (рис. 5).

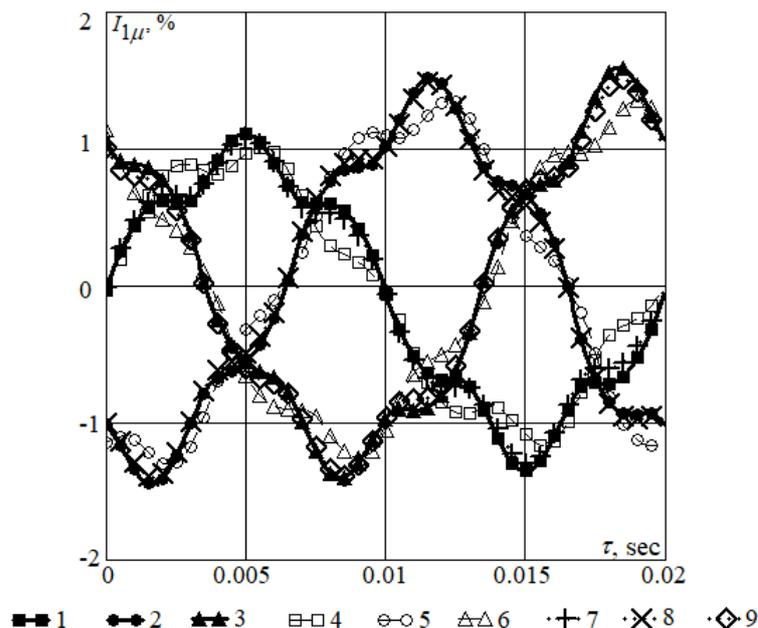


Рис. 5. Фазные токи намагничивания (1 – ток в фазе А (холостой ход); 2 – ток в фазе В (холостой ход); 3 – ток в фазе С (холостой ход); 4 – ток в фазе А (номинальный режим); 5 – ток в фазе В (номинальный режим); 6 – ток в фазе С (номинальный режим); 7 – ток в фазе А (20% номинального режима); 8 – ток в фазе В (20% номинального режима); 9 – ток в фазе С (20% номинального режима))⁷.

Нелинейность магнитных свойств и характеристик холоднокатаной электротехнической стали существенно влияет на характер изменения во времени и на асимметрию фазных токов намагничивания (рис. 5). При уменьшении токовой нагрузки трансформатора от номинальной (100%) до режима холостого хода (0%) действующие значения токов намагничивания будут изменяться в разных интервалах (1,066%; 1,161%), (1,275%; 1,303%) и (1,187%; 1,308%)% для фаз А, В и С (рис. 4), соответственно. С увеличением токовой нагрузки асимметрия фазных токов намагничивания снижается, а составляющие прямой последовательности фаз увеличиваются. В гармоническом составе токов намагничивания преобладают первые и пятые гармонические составляющие. С увеличением токовой нагрузки трансформатора действующие значения тока намагничивания уменьшаются от 1,24% для режима холостого хода до 1,17% для номинального режима или на 5,56% относительно паспортного значения тока холостого хода. Соответственно снижаются действующие значения его первой

гармонической составляющей с 1,226% до 1,16% и или на 5,3%, соответственно.

Для математического описания зависимости тока намагничивания от загрузки трансформатора (рис. 6) предлагаются известные уравнения полиномиальной регрессии [30]:

$$\left\{ I_{1\mu}(s^{\bullet}) = \sum_{i=0}^n k_i \cdot (s^{\bullet})^i; I_{д\mu}(s^{\bullet}) = \sum_{i=0}^n l_i \cdot (s^{\bullet})^i, \right. \quad (10)$$

и применяется метод наименьших квадратов для определения коэффициентов регрессии k_i , l_i [30] (табл. 2).

Если в соотношениях (10) принять показатель степени n равным 3, то погрешность расчетов не превысит 0,217% по сравнению с данными моделирования. Верификация данных схемно-полевого моделирования и данных, которые рассчитаны с помощью уравнений регрессии, подтверждает высокую точность соотношений (9), (10).

Это обеспечивает высокую точность прогноза параметров и характеристик для мониторинга силовых трансформаторов в эксплуатации.

⁷ Appendix 1

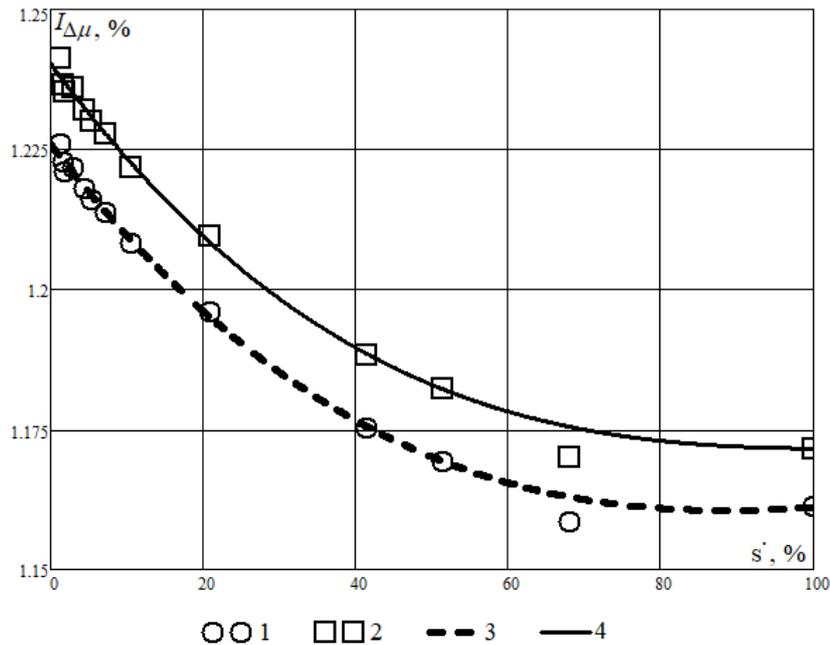


Рис. 6. Зависимость тока намагничивания от загрузки трансформатора (1 – первая гармоника тока намагничивания (моделирование); 2 – ток намагничивания (моделирование); 3 – первая гармоника тока намагничивания (полиномиальная регрессия); 4 – ток намагничивания (полиномиальная регрессия))⁸.

Таблица 2⁹.

Коэффициенты полиномиальной регрессии в уравнениях (10)¹⁰

$k_0 = 1.226$	$k_1 = -1.772 \times 10^{-3}$	$k_2 = 1.499 \times 10^{-5}$	$k_3 = -3.736 \times 10^{-8}$
$l_0 = 1.240$	$l_1 = -1.854 \times 10^{-3}$	$l_2 = 1.657 \times 10^{-5}$	$l_3 = -4.906 \times 10^{-8}$

Также следует отметить, что при токовой нагрузке трансформатора более 60% изменения тока намагничивания можно считать весьма незначительными, так как они не превышают 0,015% (рис. 6). Это связано с увеличением коэффициента мощности $\cos(\varphi_1)$ на первичной стороне трансформатора при увеличении токов нагрузки при $\cos(\varphi_2) = 1$ и, как следствие, со снижением влияния падений напряжения в контурах первичных фазных обмоток на уменьшение магнитных потоков и индукций магнитного поля в стержнях и ярмах магнитной системы. Известно, что падения напряжения в контурах обмоток трансформатора пропорциональны паспортному значению его напряжения короткого замыкания. Поэтому безразмерные зависимости токов намагничивания от загрузки трансформатора (10) можно применять для трансформаторов с аналогичным конструктивным исполнением, аналогичными значениями напряжения короткого замыкания, но с иными другими паспортными данными.

Высокая точность предложенной методики расчета параметров холостого хода

и токов намагничивания трансформатора с использованием соотношений (9), (10) обусловлена, прежде всего, использованием данных схемно-полевого моделирования, в которых учитываются особенности конструктивного исполнения трехфазных силовых трансформаторов, нелинейность характеристик анизотропных холоднокатаных электротехнических сталей, асимметрия фазных токов холостого хода и намагничивания, а также их гармонический состав.

Таким образом, предложенную методику расчета параметров холостого хода и намагничивания можно рассматривать как развитие известных подходов к проектированию силовых трансформаторов с использованием корректирующих коэффициентов [31]. При этом вместо корректирующих коэффициентов предложены корректирующие функции (9), (10), которые расширяют область применения на другие типы силовых трансформаторов с близкими паспортными значениями тока холостого хода и напряжения короткого замыкания, в том числе, для прогнозных

данных и характеристик при мониторинге силовых трансформаторов в эксплуатации.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработана усовершенствованная схемно-полевая модель для нестационарных процессов электромагнитного преобразования энергии переменного тока в активной части трехфазных силовых трансформаторов, работающих под нагрузкой и без неё, которая позволяет учесть особенности конструктивного исполнения трансформаторов, нелинейные свойства магнитных материалов, несинусоидальный характер и асимметрию токов намагничивания. Научная новизна усовершенствованной схемно-полевой модели заключается в сопряжении схемных моделей внешней сети и сети потребителя с пространственной полевой моделью трансформатора, работающего под нагрузкой или в режиме холостого хода.

Установлено, что при работе трансформатора под нагрузкой фазные токи намагничивания также, как токи холостого хода, характеризуются несимметричностью и несинусоидальностью. При снижении нагрузки трансформатора от номинального режима до режима холостого хода действующие значения токов намагничивания будут увеличиваться, но в разных интервалах (1,066 %; 1,161 %) – для фазы А, (1,275 %; 1,303 %) – для фазы В и (1,187 %; 1,308 %) – для фазы С, соответственно.

Полученные уравнения регрессии (9), (10) и установленные коэффициенты параболической и полиномиальной регрессии для энергии магнитного поля, токов намагничивания обеспечивают высокую точность расчетов при различных режимах нагрузки трансформатора. При сравнении с данными схемно-полевого моделирования установлено, что погрешность расчета энергии магнитного поля не превышает 0,321 %, а токов намагничивания – 0,217 %.

Безразмерные функции (9), (10) могут применяться вместо корректирующих коэффициентов при проектировании различных силовых трансформаторов с близкими паспортными значениями тока холостого хода и напряжения короткого замыкания, а также, в расчетах прогнозных данных и характеристик для мониторинга этих трансформаторов в эксплуатации.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** The calculated area of the magnetic field 3D model of the power transformer.

²**Fig. 2.** Conjugation of the circuit models and the magnetic field 3D model of the power three-phase transformer.

³**Fig. 3.** Magnetic field energy density distribution in the active part of the transformer in cross-section (a) and in longitudinal sections (b).

⁴**Fig. 4.** The dependence of the magnetic field energy on the loads of the transformer in operation mode (1 - magnetic system; 2 - active part; 3 - windings).

^{5,6}**Table 1.** Polynomial regression coefficients in equations (9).

⁷**Fig. 5.** Phase magnetization currents (1 - current in phase A (in idle mode); 2 - current in phase B (in idle mode); 3 - current in phase C (in idle mode); 4 - current in phase A (in rated mode); 5 - current in phase B (in rated mode); 6 - current in phase C (in rated mode); 7 - current in phase A (20% of rated mode); 8 - current in phase B (20% of rated mode); 9 - current in phase C (20% of rated mode)).

⁸**Fig. 6.** The dependence of the magnetization current on the loads of the transformer in operation mode (1 - the first harmonic of the magnetization current (simulation); 2 - the magnetization current (simulation); 3 - the first harmonic of the magnetization current (polynomial regression); 4 - magnetization current (polynomial regression)).

^{9,10}**Table 2.** Polynomial regression coefficients in equations (10).

Литература (References)

- [1] Kulkarni, S. V. Transformer Engineering: Design and Practice. New York, 2004, 478 p.
- [2] Biki, M. A. Proektirovanie silovykh transformatorov. Raschet jsnivnykh parametrov. [Design of power transformers. Calculation of the main parameters]. Moscow, 2013. 612 p.
- [3] Novash, V.I., Romyancev Yu.V. Raschet parametrov modeli trekhfaznogo transformatora iz biblioteki matlab-simulink s uchetom nasycheniya magnitprivoda [Calculation of parameters of the model of a three-phase transformer from the matlab-simulink library taking into account the saturation of the magnetic core]. *Energetika. Izvestiya vysshykh uchebnykh zavedeniy i energeticheskikh ob"edinenij SNG*, 2015, no. 1, pp. 12–24. (in Russian).
- [4] Daus, Yu., Yudaev, I. Estimation of Solar Energy Potential under Conditions of Urban Development. *Proceedings of the International Conference "Actual Issues of Mechanical Engineering" 2017 (AIME 2017). AER-Advances in Engineering Research*. 2017, vol. 133, pp. 156-161. doi: [10.2991/aime-17.2017.26](https://doi.org/10.2991/aime-17.2017.26).
- [5] Lup'e, A. I. Process vklucheniya silovogo transformatora na holostoj hod i korotkoe zamykanie [The process of switching power

- transformator on idle and short circuit]. *Elektrotehnika*, 2008, no. 2, pp. 2–18. (in Russian).
- [6] Lejtes, L. V. Elektromagnitnye raschety trasnformatorov i reaktorov [Electromagnetic calculations of transformers and reactors]. Moscow, 1981, 365 p. (in Russian).
- [7] Tihomirov, P. M. Raschet transformatorov [Transformer Calculation]. Moscow, 1986, 528 p. (in Russian).
- [8] Jamali, M., Mirzaie, M., Asghar-Gholamian S. Calculation and Analysis of Transformer Inrush Current Based on Parameters of Transformer and Operating Conditions. *Elektronika Ir Elektrotehnika*. 2011, vol. 109, no. 3, pp. 17–20. doi: [10.5755/j01.eee.109.3.162](https://doi.org/10.5755/j01.eee.109.3.162)
- [9] Singh, A. K., Patel, S. Mitigation of Inrush Current For Single Phase Transformer by Control Switching Method. *International Journal of Electronics, Electrical and Computational System*, 2015, vol. 4, pp. 146–150.
- [10] Taghikhani, M. A., Sheikholeslami, A. Taghikhani, Z. Harmonic Modeling of Inrush Current in Core Type Power Transformers Using Hartley Transform. *IJEEE*, 2015, vol. 11, no. 2, pp. 174–183. Available at: <http://ijeee.iust.ac.ir/article-1-741-en.pdf>.
- [11] Chiesa, N., Mork, B. A., Hoidalén, H. K. Transformer Model for Inrush Current Calculations: Simulations, Measurements and Sensitivity Analysis. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2010, vol. 25, no. 4, pp. 2599–2608. doi: [10.1109/TPWRD.2010.2045518](https://doi.org/10.1109/TPWRD.2010.2045518)
- [12] Khederzadeh, M. Mitigation of the impact of transformer inrush current on voltage sag by TCSC. *Electric Power Systems Research*. 2010, vol. 80, no. 9, pp. 1049–1055. doi: [10.1016/j.epsr.2010.01.011](https://doi.org/10.1016/j.epsr.2010.01.011)
- [13] Tihovod, S. M. Modelirovanie perekhodnyh processov v transformatorah na osnove magnitoehlektricheskikh skhem zameshcheniya [Transient modeling of transformers based on magnetolectric equivalent circuits] *Elektrotehnika ta elektroenergetika*, 2014, no. 2, pp. 59–68. (in Russian). doi: [10.15588/1607-6761-2014-2-8](https://doi.org/10.15588/1607-6761-2014-2-8)
- [14] Lazarev, N. S., Shul'ga, R. N., Shul'ga, A. R. Toki vklyucheniya silovykh [Currents enable power Electrical Engineering]. *Elektrotehnika*, 2010, no. 11, pp. 11–17. (in Russian).
- [15] Majumder, R., Ghosh S., Mukherjee, R. Transient Analysis of Single Phase Transformer Using State Model. *International Journal of Innovative Research in Science, Engineering and Technology*, 2016, vol. 5, no. 3, pp. 3300–3306. doi: [10.15680/IJIRSET.2016.0503107](https://doi.org/10.15680/IJIRSET.2016.0503107)
- [16] Yarymbash, D. S., Yarymbash, S. T., Kotsur, M. I., Litvinov, D. O. Computer simulation of electromagnetic field with application the frequency adaptation method. *Radio Electronics, Computer Science, Control*, 2018, no. 1, pp. 65–74. doi: [10.15588/1607-3274-2018-1-8](https://doi.org/10.15588/1607-3274-2018-1-8)
- [17] Ostrenko, M. V., Tihovod, S. M. Raschet poter' v elementakh konstrukcii silovykh transformatorov i reaktorov metodom konechnykh ehlementov s granichnymi usloviyami impedansnogo tipa [Calculation of losses in structural elements of power transformers and reactors by the finite element method with impedance boundary conditions]. *Elektrotehnika i ehlektroenergetika*, 2016, no. 2, pp. 33–42. (in Russian). doi: [10.15588/1607-6761-2016-2-4](https://doi.org/10.15588/1607-6761-2016-2-4)
- [18] Pajkov, I. A., Tikhonov, A. I. Analiz modelej dlya ehlektromagnitnogo rascheta silovykh transformatorov [Analysis of models for electromagnetic calculation of power transformers]. *Vestnik IGEHU*, 2015, no. 3, pp. 38–43. (in Russian).
- [19] Yarymbash, D.S., Kotsur, M.I., Yarymbash, S.T., Divchuk, T.Ye. (2019). Modelirovaniye rezhima kholostogo khoda transformatora s uchetom effektivnosti i vikhrevykh tokov. [Hysteresis and Eddy Currents Effects Simulation in Idling Mode of the Transformer]. *Problemele energeticii regionale*, no. 1 (39), pp. 12–21. (in Russian). doi: [10.5281/zenodo.2650413](https://doi.org/10.5281/zenodo.2650413)
- [20] Yarymbash, D., Kotsur, M., Yarymbash, S., Kylymnyk, I., Divchuk, T. An Application of Scheme and Field Models for Simulation of Electromagnetic Processes of Power Transformers. *14th International Conference: Advanced Trends in Radioelectronics, Telecommunications and Computer Engineering (TCSET)*, February 20-24, Lviv–Slavske, Ukraine, 2018, pp. 308–313. doi: [10.1109/TCSET.2018.8336209](https://doi.org/10.1109/TCSET.2018.8336209)
- [21] Podol'cev, A. D., Kontorovich, L. N. Chislennyj raschet ehlektricheskikh tokov, magnitnogo polya i ehlektrodinamicheskikh sil v silovom transformatore v avariynykh rezhimakh s ispol'zovaniem MATLAB/SIMULINK i COMSOL [Numerical calculation of electric currents, magnetic field and electrodynamic forces in a power transformer in emergency mode using MATLAB / SIMULINK and COMSOL]. *Tekhnichna elektrodinamika*, 2011, no. 6, pp. 3–10 (in Russian).
- [22] Cundeva, S. A Transformer Model Based on the Jiles-Atherton Theory of Ferromagnetic Hysteresis. *Serbian Journal of Electrical engineering*, 2008, vol. 5, no. 1, pp. 21–30. doi: [10.2298/SJEE0801021C](https://doi.org/10.2298/SJEE0801021C)
- [23] Bastos, J. P. A., Sadowski, N. Electromagnetic Modeling by Finite Element Methods. Boca Raton: CRC Press, 2003, 510 p. ISBN 9780203911174. doi: [10.1201/9780203911174](https://doi.org/10.1201/9780203911174)
- [24] Divchuk, T., Yarymbash, D., Yarymbash, S., Kylymnyk, I., Kotsur, M., Bezverkhnia, Y. Podkhod k opredeleniyu tokov kholostogo khoda

- silovykh trekhfaznykh transformatorov s ploskimi sterzhnevymi magnitnymi sistemami. [Approach to determination of no load current of three-phase power transformers with plane rods magnetic systems]. *Electrical Engineering and Power Engineering*, 2018, no. 2, pp. 56-66. (in Russian). doi: [10.15588/1607-6761-2017-2-6](https://doi.org/10.15588/1607-6761-2017-2-6)
- [25] Divchuk, T., Yarymbash, D., Kotsur, M., & Yarymbash, S. Garmonicheskiy sostav tokov kholostogo khoda silovogo transformatora. [An idle currents harmonic composition of power transformer]. *Electrical Engineering and Power Engineering*, 2019, no. 1, pp. 42-51. (in Russian). doi: [10.15588/1607-6761-2019-1-4](https://doi.org/10.15588/1607-6761-2019-1-4)
- [26] Molotilov, B.V., Mironov, L.V., Petrenko, A.G. Kholodnokatanye elektrotekhnicheskiye stali. [Cold-rolled electrical steel]. Moscow, 1989, 168 p. (in Russian).
- [27] Yarymbash, D., Yarymbash, S., Kotsur, M., Divchuk, T. Electromagnetic Parameters Determination of Power Transformers, *3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*, January, Kharkiv, Ukraine, 2018, pp. 70–75. doi: [10.1109/IEPS.2018.8559573](https://doi.org/10.1109/IEPS.2018.8559573)
- [28] Bessonov, L. A. Teoreticheskie osnovy elektrotekhniki. [Theoretical Foundations of Electrical Engineering]. Moscow, 2003, 317 p. (in Russian).
- [29] Lozynskiy, A., Moroz, V., Paranchuk, Y. Rozv'yazuvannya zadach elektromekhaniky v seredovyshchakh paketiv MathCAD i MATLAB [Solving electromechanical problems in MathCAD and MATLAB]. L'viv, 2000, 166 p. (in Ukrainian)
- [30] Shenin, P., Kosnar, M., Gardan, I., et al. Mathematics and CAD: In 2 book. B. 1. Moscow, 1988, 204 p.
- [31] Divchuk, T., Mimokhid, D., Kutilin, S., Kuznetsov, A., Gurazda, Y., & Syrykh, I. Osobennosti opredeleniya parametrov silovykh transformatorov metodami skhemno-polevogo modelirovaniya. [Features of determining of the parameters of power transformers by circuit-field modeling method]. *Electrical Engineering and Power Engineering*, 2017, no. 1, pp. 61-70. (in Russian) doi: [10.15588/1607-6761-2017-1-8](https://doi.org/10.15588/1607-6761-2017-1-8)

Сведения об авторах.



Ярымбаш Дмитрий Сергеевич, профессор, доктор технических наук, заведующий кафедрой электрических машин Национального университета «Запорожская политехника», Украина.

E-mail: yarymbash@gmail.com



Коцур Михаил Игоревич, доцент, кандидат технических наук, доцент кафедры электрических и электронных аппаратов Национального университета «Запорожская политехника», Украина.

E-mail: kotsur8@gmail.com



Ярымбаш Сергей Тимофеевич, профессор, кандидат технических наук, доцент кафедры электрических машин Национального университета «Запорожская политехника», Украина.

E-mail: kstj06@gmail.com



Климник Ирина Михайловна, доцент, кандидат технических наук, доцент кафедры высшей математики Национального университета «Запорожская политехника», Украина.

E-mail: dnukim76@gmail.com

Magnetic Field Active Shielding of Overhead Power Lines with Triangular Phase Conductors Arrangements

Kuznetsov B., Nikitina T., Bovdvi I.

State Institution «Institute of Technical Problems of Magnetism of the National Academy of Sciences of Ukraine»
Kharkiv, Ukraine

Abstract. The purpose of the work is synthesis of two degree of freedom robust two circuits system of active shielding of magnetic field, generated by overhead power lines with triangular phase conductor's arrangements for reducing the initial magnetic flux density to the sanitary standards level and reducing the system sensitivity to the plant parameters variations. Two circuits system of active shielding includes two shielding coils. System of active shielding synthesis reduced to the multiobjective stochastic game solution, in which the vector payoff is calculated on the basis of the Maxwell equations solutions in the quasi-stationary approximation. The calculation of multiobjective game solution is based on the multi swarm particles optimization algorithms. The initial parameters for the synthesis are geometry and number of phase conductors, operating currents of overhead power lines, as well as the size of the shielding space. As a result of the synthesis the number, configuration, spatial arrangement, and currents of shielding coil, algorithm parameters of the two degree of freedom robust two circuit system of active shielding of magnetic field as well as the resulting value of the magnetic flux density in the shielding space are determined. New scientific results are theoretical and field experimental research of the shielding factor of two circuit system of active shielding with two shielding coils carried out. The possibility of reduction of the initial magnetic flux density level is given. It is shown that the experimental and calculated magnetic field induction values differ by not more than 20 %.

Keywords: overhead power lines, triangular phase conductor's arrangements, magnetic field, active shielding system, theoretical and field experimental research.

DOI: 10.5281/zenodo.3713400

UDC: 621.3.013

Ecranarea activă a câmpului magnetic al liniilor electrice aeriene cu amplasare în triunghi a conductoarelor fazelor

Kuznetsov B.I., Nikitina T.B., Bovdvi I.V.

Instituția de stat „Institutul de probleme tehnice de magnetism al ANȘ din Ucraina”
Harkov, Ucraina

Rezumat. Obiectivul lucrării este sinteza unui sistem robust complex de ecranare activă a câmpului magnetic generat de liniile electrice aeriene cu amplasarea în triunghi a conductoarelor într-o a reduce inducția inițială a câmpului magnetic în clădirile rezidențiale până la nivelul prescris de standardele sanitare și a reduce sensibilitatea sistemului e alimentare în cazul devierilor parametrilor. Sistemul de ecranare activ este un dublu-circuit și conține două înfășurări de ecranare. Procedura de sinteza a sistemului se reduce la obținerea soluției unui șoc stohastic multicriterial în care câștigul vectorial este calculat pe baza obținerii soluțiilor ecuațiilor Maxwell în aproximarea quasistaționară. Obținerea soluției jocului multicriterial se bazează pe algoritmi de optimizare cu multiroți de particule din soluțiile optime Pareto, luând în considerare relațiile binare de preferințe. Parametrii inițiali pentru sinteză sunt dimensiunile geometrice, numărul de conductoare și curenții de lucru ai liniei electrice aeriene, precum și dimensiunile spațiului ecranat. Ca urmare a sintezei, se determină cantitatea, configurația, locația spațială și curenții înfășurărilor de ecranare, parametrii algoritmului sistemului robust combinat de ecranare activă a câmpului magnetic, precum și valorile inducției câmpului magnetic rezultat în punctele spațiului de ecranare. Ca rezultat, sunt formulate recomandări practice cu privire la o alegere rezonabilă a amplasamentului spațial a două înfășurări de ecranare a sistemelor robuste de ecranare activă a câmpului magnetic creat de liniile electrice aeriene cu un aranjament triunghiular al fazelor, ținând cont de caracteristicile spațio-temporale ale câmpului magnetic. Se prezintă posibilitatea reducerii inducției câmpului magnetic inițial la nivelul standardelor sanitare. S-a constatat că valorile experimentale și calculate ale inducției câmpului magnetic în spațiul de ecranare diferă cu cel mult 20%.

Cuvinte-cheie: linii electrice aeriene, dispunere triunghiulară a firelor de fază, câmp magnetic, sistem robust de ecranare activă, studii teoretice și experimentale de teren.

Активное экранирование магнитного поля воздушных линий электропередачи с треугольным расположением фазных проводов

Кузнецов Б.И., Никитина Т.Б., Бовдуй И.В.

Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма НАН Украины»

Харьков, Украина

Аннотация. Целью работы является синтез робастной комбинированной системы активного экранирования магнитного поля, генерируемого воздушными линиями электропередачи с треугольным расположением фазных проводов предназначенной для снижения индукции исходного магнитного поля в жилых помещениях до уровня санитарных норм и уменьшения чувствительности системы к изменениям параметров системы. Система активного экранирования является двухконтурной и содержит две экранирующие обмотки. Синтез системы сведен к решению многокритериальной стохастической игры, в которой векторный выигрыш вычисляется на основании решений уравнений Максвелла в квазистационарном приближении. Решение многокритериальной игры находится на основе алгоритмов оптимизации мультироем частиц из Парето оптимальных решений с учетом бинарных отношений предпочтения. Исходными параметрами для синтеза являются геометрические размеры, количество проводов и рабочие токи воздушной линии электропередачи, а также размеры экранируемого пространства. В результате синтеза определяется количество, конфигурация, пространственное расположение и токи экранирующих обмоток, параметры алгоритма работы робастной комбинированной системы активного экранирования магнитного поля, а также значения индукции результирующего магнитного поля в точках пространства экранирования. Новыми научными результатами являются теоретические и полевые экспериментальные исследования синтезированной двухконтурной системы активного экранирования магнитного поля, создаваемого воздушными линиями электропередачи с треугольным расположением фазных проводов в зоне экранирования. Приводятся практические рекомендации по обоснованному выбору пространственного расположения двух экранирующих обмоток робастных систем активного экранирования магнитного поля, создаваемого воздушными линиями электропередачи с треугольным расположением фазных проводов с учетом пространственно-временной характеристики магнитного поля. Показана возможность снижения индукции исходного магнитного поля до уровня санитарных норм. Установлено, что экспериментальные и расчетные значения индукции магнитного поля в пространстве экранирования различаются не более чем на 20 %.

Ключевые слова: воздушные линии электропередачи, треугольное расположение фазных проводов, магнитное поле, робастная система активного экранирования, теоретические и полевые экспериментальные исследования.

ВВЕДЕНИЕ

Высоковольтные воздушные линии электропередачи (ЛЭП) часто проходят в зонах жилой застройки и являются одним из наиболее опасных источников магнитного поля (МП) промышленной частоты (ПЧ). Причем, по данным Всемирной организации здравоохранения (ВОЗ) именно МП ПЧ является наиболее опасным для здоровья населения. В конце 20-го века выявлены канцерогенные свойства слабого МП ЛЭП при его долговременном действии на человека и приняты рекомендации ВОЗ по максимально возможному уровню индукции МП ПЧ в жилых домах для уменьшения возникновения раковых заболеваний [1].

Поэтому решение электромагнитной экологии является актуальной проблемой улучшения качества жизни населения. В течение последних 15 лет в мировой практике постоянно ужесточаются санитарные нормы по предельно допустимым уровням индукции МП частотой 50-60 Гц. В последнее время в практику большинства стран мира начали

вводить двухступенное нормирование уровня МП. Первое значение определяет предельный уровень слабого долговременного влияния МП, который распространяется только на вновь строящиеся городские ЛЭП. Второе значение определяет предельный уровень для сильного кратковременного влияния, например, для рабочего персонала.

При этом в большинстве стран мира запрещено строительство новых ЛЭП, которые не отвечают современным требованиям по уровню индукции МП. Однако, до сегодняшнего времени остается нерешенной проблема уменьшения до безопасного уровня МП действующих ЛЭП старой постройки.

В настоящее время для населения вводятся санитарные нормы по безопасному уровню индукции магнитного поля частотой 50 Гц на уровне 0.5 мкТл в нормативные документы Украины [2]. Однако, в Украине эти нормы еще не обеспечены, что создает угрозу для здоровья сотен тысяч людей, проживающих вблизи ЛЭП. Это положение требует срочного принятия соответствующих мер по

снижению до безопасного уровня МП ЛЭП, расположенных в пределах городов.

Государственным учреждением «Институт технических проблем магнетизма Национальной академии наук Украины» проведены теоретические и экспериментальные исследования [3–4] и установлено, что уровень индукции МП практически всех действующих в настоящий момент в Украине воздушных ЛЭП, охранные зоны, которых определялись раньше исключительно по уровню электрического поля и без учета уровня МП, превышает предельно допустимый уровень 0.5 мкТл по МП в 1.5–6 раз на расстоянии ближе 100 м от ЛЭП. Было также установлено, что около 2 % городского населения Украины проживает в таких зонах ЛЭП, что составляет около 0.7 млн. человек, для которых создается опасность их здоровью. Поэтому проблема уменьшения уровня индукции МП действующих ЛЭП в зоне размещения жилых домов с 1.5–3 мкТл до предельно допустимого уровня в 0.5 мкТл является неотложной задачей.

МЕТОДЫ НОРМАЛИЗАЦИИ УРОВНЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ

В течение последних 15 лет во всем мире проводятся интенсивные исследования и разрабатываются разнообразные методы нормализации МП [5–15].

Из известных методов нормализации магнитного поля действующих ЛЭП наиболее эффективным является их реконструкция, то есть перемещение ЛЭП на безопасное расстояние от жилых домов, или замена воздушной ЛЭП на подземную кабельную линию. Однако, такая реконструкция связана с существенными материальными расходами.

Как показывает мировая практика, традиционные методы электромагнитного экранирования низкочастотного (50–60 Гц) МП с помощью пассивных электропроводящих (магнитоэлектрических) экранов имеют незначительную эффективность, высокую металлоемкость и стоимость.

Поэтому, целесообразным является использование методов и технологий активного экранирования, имеющих меньшую металлоемкость и обеспечивающих заданную эффективность экранирования МП [16–17].

Сущность методов активного экранирования заключается в формировании экранирующего магнитного поля с такой пространственно-временной структурой, суперпозиция которого с магнитным полем ЛЭП в зоне защиты, минимизирует МП до уровня санитарных норм. Этот метод реализуется с помощью системы активного экранирования (САЭ).

САЭ состоит из экранирующих обмоток (ЭО), системы управления и датчиков МП. САЭ автоматически формирует экранирующее МП в функции сигналов прямой и обратной связей по датчикам МП, установленным в пространстве экранирования и в непосредственной близости от ЛЭП.

Основной характеристикой системы экранирования является фактор экранирования [13–15], который определяет, во сколько раз значение уровня индукции МП с использованием технологий защиты меньше исходного МП.

Технологию активного экранирования магнитного поля действующих ЛЭП более 10 лет используют в большинстве развитых стран мира, например, США, Израиле, Италии, Испании [5–7, 13–14]. Однако непосредственное использование импортных технологий активного экранирования МП ЛЭП в Украине невыгодно из экономических соображений, в связи с высокой стоимостью оплаты зарубежных квалифицированных специалистов, обусловленной необходимостью индивидуальной разработки САЭ для каждого конкретного случая размещения источника поля и защитной зоны.

В Украине технология активного экранирования МП, и научные основы для создания подобной технологии отсутствуют. Поэтому, экономически более целесообразным является создание и внедрение отечественной технологии активного экранирования МП ЛЭП, которая может быть построена на основе разработанных авторами методов активного экранирования МП с использованием методов мультиагентной оптимизации [4].

Сложность синтеза САЭ в значительной степени определяется особенностями пространственно-временных (ПВХ) МП, генерируемого ЛЭП [8]. На Украине широко распространены самые различные типы высоковольтных ЛЭП, как по уровню

напряжения, конструкции опор, так и по вариантам подвеса проводов. Рассмотрим более подробно ПВХ МП, генерируемого различными типами ЛЭП.

Одноцепные ЛЭП с опорой ЛБ 330–3 с горизонтальным расположением проводов, одноцепные ЛЭП с опорой У 330 с вертикальным расположением проводов, двухцепные ЛЭП с опорой У 330-2 и У 330-2 с расположением проводов типа «бочка», «елка» и «обратная елка» генерируют слабо поляризованное МП с ПВХ в виде сильно вытянутого эллипса с осями B_x и B_z . Активное экранирование такого МП можно реализовать с помощью одной ЭО. При использовании в САЭ только одной ЭО можно создать экранирующее МП, вектор индукции которого ортогонален плоскости обмотки и не изменяет своего положения со временем. Поэтому с помощью такой системы можно экранировать большую ось эллипса ПВХ и получить достаточно высокий фактор экранирования. Именно для ЛЭП с такими типами опор и получили наибольшее распространение в мире САЭ МП с одной ЭО [5–15].

Однако одноцепные ЛЭП с опорой У 330-1Т и треугольным расположением проводов генерируют сильно поляризованное МП с ПВХ близкой к окружности. Активное экранирование такого МП представляет наибольшие трудности, так как для эффективного экранирования такого МП необходимо, по меньшей мере, две ЭО.

Целью работы является синтез и разработка практических рекомендаций по созданию эффективных систем активного экранирования жилых домов от магнитного поля существующих высоковольтных ЛЭП с треугольным расположением фазных проводов для его уменьшения внутри жилых помещений до предельно допустимого уровня и защите здоровья населения от его долговременного действия.

Основными задачами работы является исследование распределения МП в жилых домах от расположенных вблизи действующих ЛЭП 10-330 кВ старой застройки и определения необходимой эффективности экранирования МП а также размеров зон экранирования, достаточных для защиты населения и жилых домов; разработка основных структур САЭ в зависимости от конструктивного выполнения

ЛЭП, ее локализации, относительно жилых домов разных конструкций, анализ основных показателей САЭ; разработка метода оптимизации САЭ по критерию эффективности, синтез основных типов САЭ и экспериментальные исследования макета САЭ.

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ СИНТЕЗА СИСТЕМЫ АКТИВНОГО ЭКРАНИРОВАНИЯ

В качестве исходных параметров для синтеза САЭ выступают параметры ЛЭП (рабочие токи, геометрия и количество проводов, расположения ЛЭП, относительно зоны защиты) [4–5], а также размеры зоны защиты и нормативное значение индукции магнитного поля, которое должно быть достигнуто в результате экранирования.

В процессе синтеза необходимо определить параметры ЭО (их количество, конфигурацию, пространственное расположение, схему подключения), токи ЭО, результирующее значение индукции магнитного поля в пространстве экранирования, а также параметры алгоритма работы САЭ.

Рассмотрим схему синтезируемой САЭ, показанную на рис 1. Здесь введены матричные операторы W_{LM} формирования индукции исходного МП $B_{LM}(t)$, порождаемого токами ЛЭП $I_L(t)$ в точках расположения магнитометров, и матричные операторы W_L формирования индукции исходного МП $B_L(t)$, порождаемого этими же токами ЛЭП $I_L(t)$ в точках L рассматриваемого пространства экранирования P , матричные операторы W_{SCM} формирования индукции экранирующего МП $B_{SCM}(t)$, порождаемого токами $I_{SC}(t)$ компенсационных обмоток в точках расположения магнитометров, и матричные операторы W_{SC} формирования индукции $B_{SC}(t)$ экранирующего МП, порождаемого этими же токами $I_{SC}(t)$ ЭО в L точках пространства экранирования P [18–30]. Заметим, что числовые значения элементов этих матричных операторов рассчитаны на основании решений уравнений

Максвелла в квазистационарном приближении [16–17].

Матричные операторы W_{CC} и W_{OC} регуляторов формирования управляющих сигналов $U_C(t)$ и $U_O(t)$ ЭО соответственно по разомкнутому и замкнутому контурах управления [31–34]. При этом, элементы матричных операторов W_{CC} регуляторов

замкнутых контуров регулирования описывают ПИД регуляторы, а элементы матричных операторов W_{OC} регуляторов разомкнутых контуров регулирования описывают фазовращатели в виде звеньев чистого запаздывания с заданными фазой запаздывания и коэффициентом усиления.

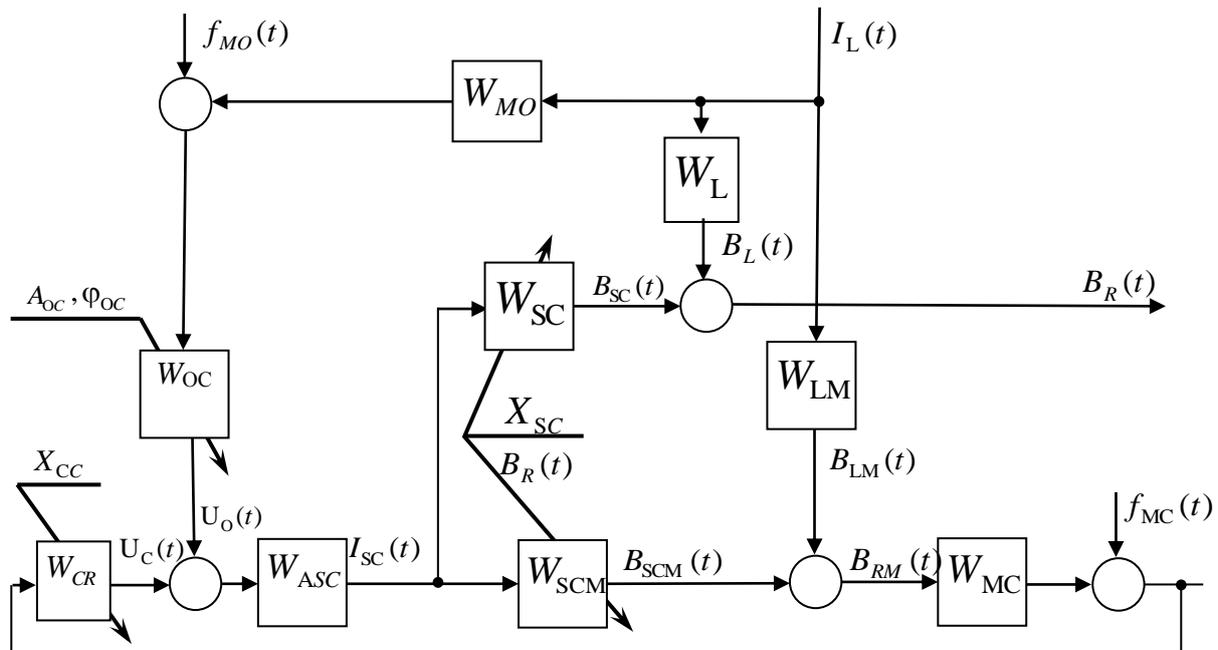


Рис. 1. Схема системы активного экранирования. ¹

Матричные операторы W_{ASC} описывает динамику усилителей мощности с внутренними регуляторами токов экранирующих обмоток. Матричные операторы W_{MC} и W_{MO} описывают динамику магнитометров, с помощью которых измеряются индукции МП в местах установки магнитометров внутри и вне пространства экранирования, необходимых для реализации замкнутых и разомкнутых контуров управления. $f_{MO}(t)$ и $f_{MC}(t)$ – помехи измерения индукции МП с помощью магнитометров, установленных соответственно внутри и вне рассмотренного пространства экранирования [31–34].

Реализация этой схемы позволяет синтезировать САЭ с необходимой эффективностью на основе данных о конструкции и технических характеристиках ЛЭП, а также координатах пространства экранирования.

МЕТОД РЕШЕНИЯ ЗАДАЧИ СИНТЕЗА СИСТЕМЫ АКТИВНОГО ЭКРАНИРОВАНИЯ

Введем вектор параметров оптимизации X , компонентами которого является вектор координат пространственного расположения и геометрические размеры ЭО и вектор параметров регуляторов. Введем вектор параметров неопределенности Δ , учитывающий неточное знание параметров объекта управления и, возможно, их изменение в процессе работы САЭ [22–24]. В частности, наиболее сильно в процессе работы САЭ изменяется вектор токов ЛЭП $I_L(t)$. Причем, эти изменения имеют суточные, недельные, сезонные и годовые циклы. Тогда, при заданном векторе токов ЛЭП определим [16–17] действующее значение индукции результирующего МП, генерируемого в точках пространства экранирования токами ЛЭП и ЭО.

¹ Appendix 1

Синтез такой робастной САЭ может быть сведен к решению многокритериальной игры [37] с векторным выигрышем

$$\mathbf{B}(X, \Delta) = [\mathbf{B}(X, \Delta, P_1), \mathbf{B}(X, \Delta, P_2), \dots, \mathbf{B}(X, \Delta, P_N)]^T \quad (1)$$

В этой игре первым игроком является вектор искомым параметров X , и его стратегией является минимизация векторного выигрыша (1). Вторым игроком является вектор параметров неопределенности Δ , и его стратегией является максимизация этого же самого векторного выигрыша (1). Поэтому такая игра является многокритериальной нелинейной антагонистической игрой двух игроков с нулевой суммой. Причем стратегии каждого игрока определяются из множеств Парето-оптимальных решений векторного выигрыша для каждого игрока. Такой подход является стандартным подходом к синтезу робастных систем, соответствующим самому неблагоприятному случаю.

Компонентами векторного выигрыша (1) являются действующие значения модуля вектора индукции в заданных точках пространства экранирования. Эти компоненты векторного выигрыша (1) являются нелинейными функциями вектора искомым параметров X и вектора неопределенностей Δ параметров модели объекта управления и вычисляются на основе решений уравнений Максвелла в квазистационарном приближении [16,17].

Рассмотрим метод решения этой многокритериальной игры. Компоненты векторного выигрыша являются нелинейными функциями вектора X искомым параметров и вектора Δ неопределенностей параметров модели объекта управления и, как правило, является много экстремальными функциями, содержащими локальные минимумы и максимумы.

Для нахождения решения исходной многокритериальной нелинейной антагонистической игры (1) с ограничениями использован алгоритм стохастической мультиагентной оптимизации на основе двух мультироев частиц [35–36]. Количество этих мультироев равняется количеству компонент векторного выигрыша (1). С помощью первого мультироя вычисляется ход первого игрока – вектор искомым параметров X . С

помощью второго мультироя вычисляется ход второго игрока – вектор параметров неопределенности Δ .

При этом с помощью отдельных роев первого мультироя вычисляются ходы первого игрока, минимизирующие отдельные компоненты векторного выигрыша (1). С помощью отдельных роев второго мультироя вычисляются ходы второго игрока, максимизирующие отдельные компоненты этого же векторного выигрыша (1).

Эти отдельные рои находят наилучшие локальные значения ходов первого и второго игроков. Для нахождения глобального решения исходной многокритериальной игры (1) в ходе поисков оптимальных решений отдельных компонент векторного выигрыша отдельные рои каждого мультироя обмениваются информацией между собой. При этом для вычисления скорости движения частиц одного роя используется информация о глобальном оптимуме, полученная частицами другого роя, что позволяет выделить все потенциальные Парето-оптимальные решения [36]. С этой целью на каждом шаге движения отдельной частицы роя используются функции бинарных предпочтений локальных решений, полученных всеми роями данного мультироя. В качестве локального оптимального решения каждого роя используется глобальное решение, полученное одним из роев мультироя на основании бинарных предпочтений локальных решений [35].

Фактически при таком подходе реализуется основная идея метода последовательного сужения области компромиссов – из исходного множества возможных решений последовательно удаляются все Парето-оптимальные решения, которые не могут быть выбраны на основании бинарных предпочтений локальных решений.

Удаление осуществляется до тех пор, пока не будет получено единственное глобально оптимальное решение. В результате применения такого подхода на каждом шаге сужения не будет удалено ни одно потенциально оптимальное решение [36].

Для повышения скорости нахождения глобального оптимального решения используется нелинейный алгоритм стохастической мультиагентной оптимизации, в котором скорости движения

отдельных частиц роев вычисляются с помощью нелинейной функции переключения Хэвисайда [37].

РЕЗУЛЬТАТЫ КОМПЬЮТЕРНОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Рассмотрим результаты синтеза САЭ МП, генерируемого одноцепной ЛЭП 110 кВ с треугольным расположением фазных проводов. На рис. 2 показано взаиморасположение данной ЛЭП, генерирующей МП, уровень индукции, которой в рассматриваемом пространстве экранирования (ПЭ) должен быть уменьшен до санитарных норм. На рис. 3 показаны изолинии индукции исходного МП при токе ЛЭП 750 А. В рассматриваемом ПЭ уровень индукции исходного МП изменяется в диапазоне от 2.25 мкТл до 1 мкТл, что превышает санитарные нормы более чем в четыре раза.

Рассмотрим результаты синтеза САЭ при токе ЛЭП 700 А. На рис.2 также показано расположение двух ЭО, пространственное расположение которых получено в результате синтеза САЭ.

Верхние ветви ЭО имеют координаты (2; 4) и (6; 3.1031). Нижние ветви ЭО имеют координаты (6.6897; 1.5394) и (2; 0). Расчетные значения ампер-витков (A^*v) в ЭО при токе ЛЭП 750 А составляют 158.9729 A^*v и -178.5417 A^*v . Фазовые сдвиги токов ЭО относительно опорного напряжения составляют 0.6934 рад и 1.5959 рад.

На рис 4 показаны изолинии индукции результирующего МП при включенной САЭ. В рассматриваемом ПЭ уровень индукции результирующего МП не превышает 0.55 мкТл. Следовательно, фактор экранирования равен 4.1.

На рис. 5 показаны пространственно-временные характеристики (ПВХ) вектора напряженности МП, создаваемого: (а) ЛЭП – красная; (b) при включенной САЭ – синяя и (с) суммарного МП при включенной САЭ – зеленая.

Как видно из этого рисунка, ПВХ исходного МП и МП, генерируемого двумя ЭО представляют собой эллипсы с коэффициентом эллипсности примерно равным 0.8.

Причем, площади ПВХ исходного МП и ПВХ МП, генерируемого двумя ЭО примерно одинаковы. Однако, площадь ПВХ

результирующего МП при включенной САЭ существенно меньше площади ПВХ исходного МП, что и обуславливает высокое значение фактора экранирования.

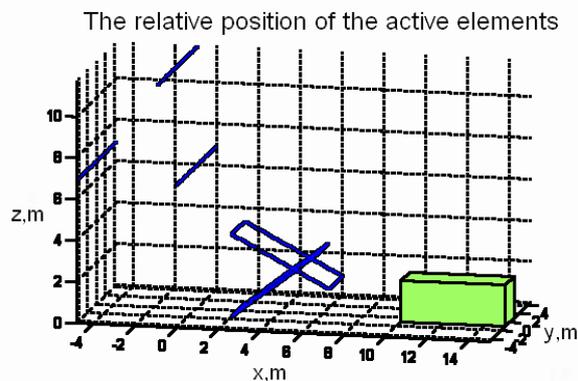


Рис. 2. Взаиморасположение воздушной ЛЭП 110 кВ с треугольным расположением фазных проводов, двух компенсационных обмоток и пространства экранирования. ²

Следует заметить, что ПВХ МП, генерируемого только одной первой ЭО, либо только одной второй ЭО представляют собой прямые линии. Однако ПВХ МП, генерируемого двумя ЭО, как это следует из рис. 5, представляет собой эллипс.

Рассмотрим более подробно ПВХ МП при работе только одной первой ЭО, либо только одной второй ЭО. На рис. 6 показаны ПВХ МП, создаваемого: (а) ЛЭП – красная; (b) при включенной только одной первой ЭО САЭ – синяя и (с) суммарного МП при включенной только одной первой ЭО САЭ – зеленая.

Как видно из этого рисунка ПВХ результирующего МП представляет собой сильно вытянутый эллипс, площадь, которой несколько меньше площади ПВХ исходного МП.

На рис 7 показаны изолинии индукции результирующего МП при включенной только одной первой ЭО САЭ.

В рассматриваемом ПЭ уровень индукции результирующего МП индукции изменяется в диапазоне от 2.0 мкТл до 0.8 мкТл.

Следовательно, фактор экранирования равен 1.1. Таким образом, при работе только одной первой ЭО САЭ исходное МП практически не экранируется.

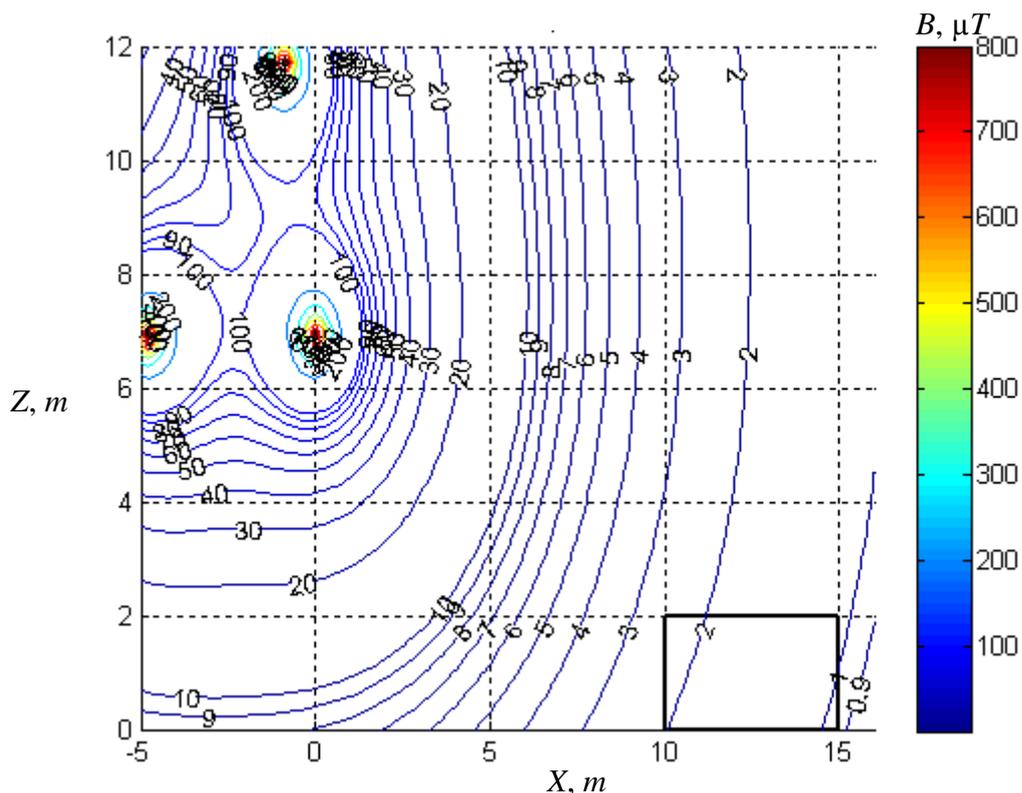


Рис. 3. Изолинии уровня индукции исходного магнитного поля.³

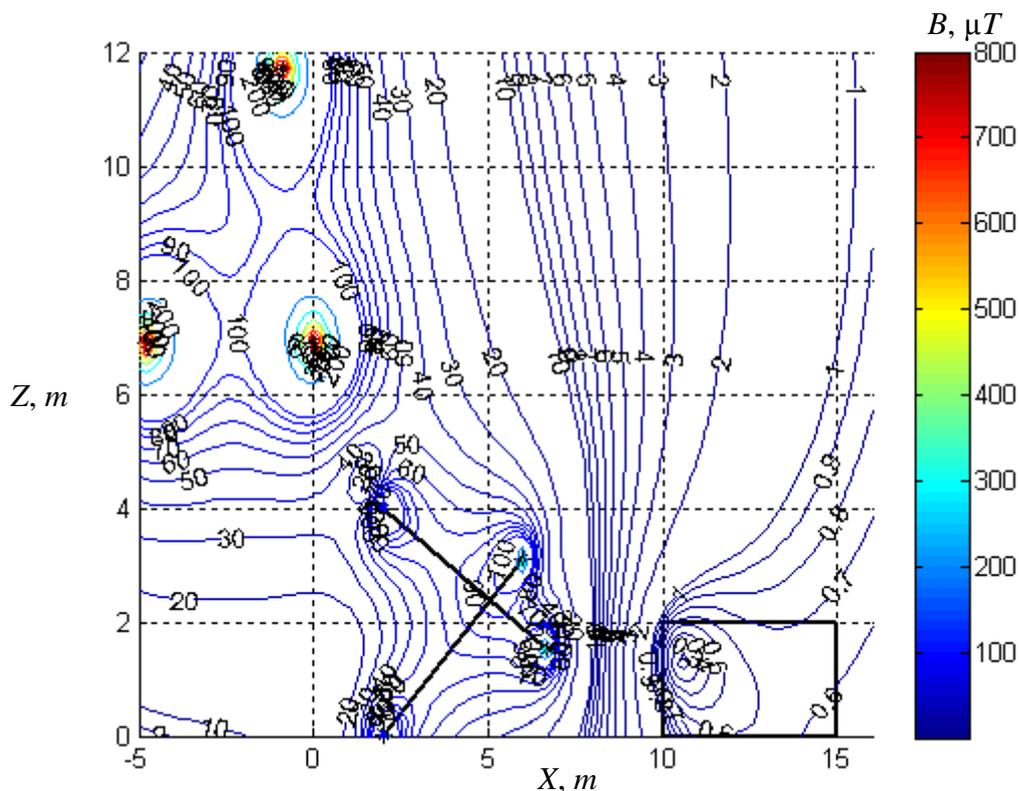


Рис. 4. Изолинии уровня индукции результирующего магнитного поля с включенной системой активного экранирования.⁴

На рис. 8 показаны ПВХ МП, создаваемого: (а) ЛЭП – красная; (б) при включенной только одной второй ЭО САЭ –

синяя и (с) суммарного МП при включенной только одной второй ЭО САЭ – зеленая. Как видно из этого рисунка ПВХ

результатирующего МП представляет собой практически прямую линию.

На рис 9 показаны изолинии индукции результатирующего МП при включенной только одной второй ЭО САЭ. В рассматриваемом ПЭ уровень индукции результатирующего МП индукции изменяется в диапазоне от 3.5 мкТл до 1.3 мкТл. Таким образом, при работе только одной второй ЭО САЭ, уровень индукции исходного МП возрастает более чем в полтора раза за счет перекompенсации исходного МП.

Заметим, что большая ось эллипса ПВХ результатирующего МП при включенной только одной первой ЭО САЭ практически параллельна линии ПВХ МП, генерируемого только одной второй ЭО САЭ, а большая ось эллипса ПВХ результатирующего МП при включенной только одной второй ЭО САЭ практически параллельна линии ПВХ МП, генерируемого только одной первой ЭО САЭ, что и обеспечивает высокий фактор экранирования.

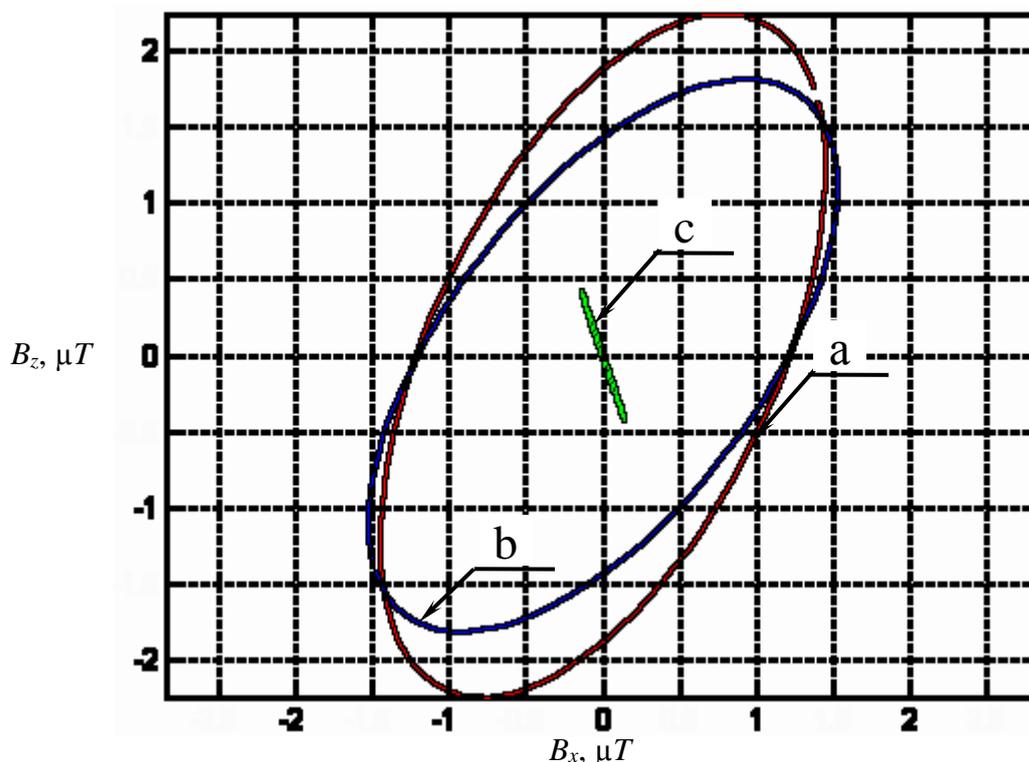


Рис. 5. Пространственно-временные характеристики магнитного поля: (а) исходного, (б) - генерируемого двумя экранирующими обмотками и (с) результатирующего с включенной системой активного экранирования.⁵

На рис. 10 показано сравнение уровней индукции исходного МП и результатирующего МП при включенной САЭ. Уровень индукции исходного МП составляет 2.25 мкТл, что более чем в пять раз превышает санитарные нормы Украины по МП в 0.5 мкТл. При включенной САЭ уровень индукции МП составляет 0.55 мкТл. Следовательно, фактор экранирования равен 4.1.

Заметим, что при синтезе САЭ была принята величина тока в ЛЭП на уровне 750 А. При таком токе САЭ уменьшает индукцию исходного МП от величины

2.25 мкТл до 0.55 мкТл. Фактически ток в рассматриваемой ЛЭП изменяется в диапазоне от 250 А до 600 А, и поэтому такая САЭ обеспечивает санитарные стандарты Украины по МП на уровне 0.5 мкТл.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СИСТЕМЫ АКТИВНОГО ЭКРАНИРОВАНИЯ

Рассмотрим полевые экспериментальные исследования макета САЭ.

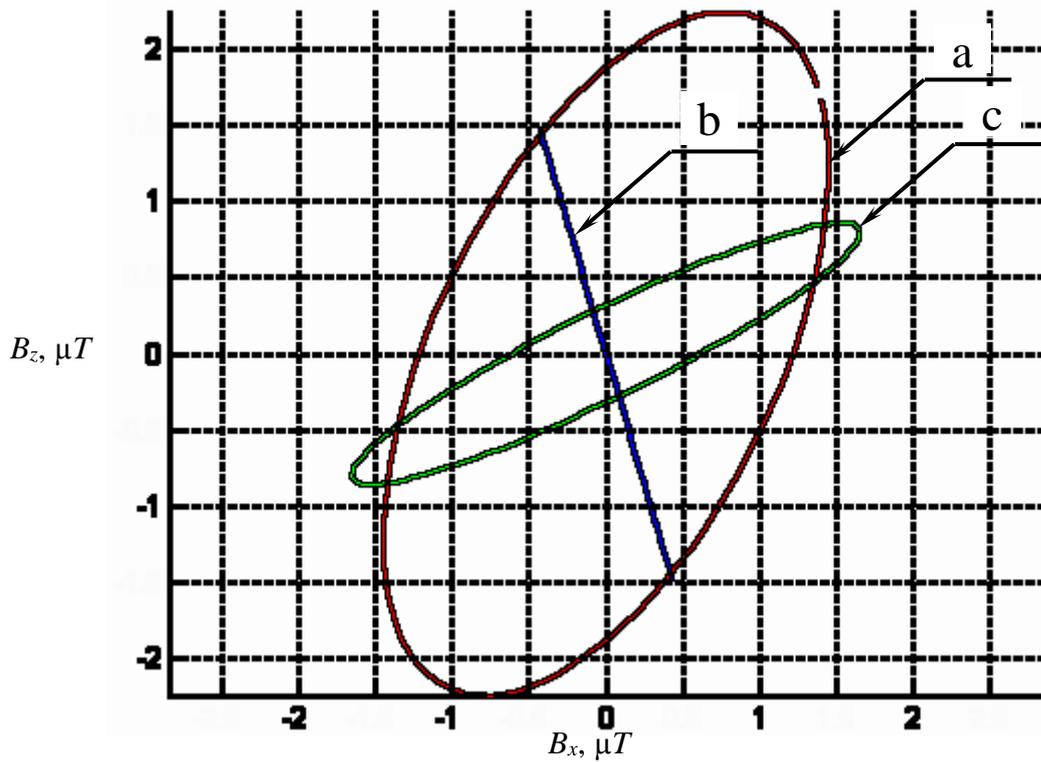


Рис. 6. Пространственно-временные характеристики магнитного поля: (а) исходного, (б) -генерируемого только одной первой экранирующей обмоткой и (с) результирующего с включенной системой активного экранирования только с одной первой экранирующей обмоткой. ⁶

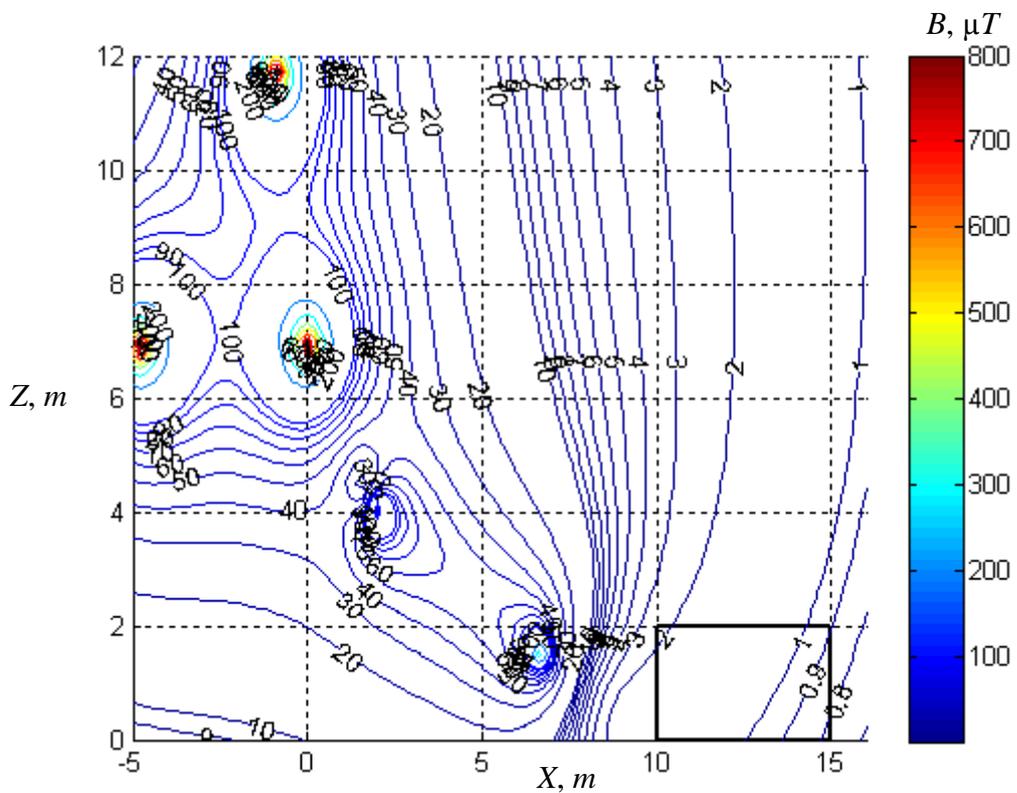


Рис. 7. Изолинии результирующего магнитного поля с включенной системой активного экранирования только с одной первой экранирующей обмоткой. ⁷

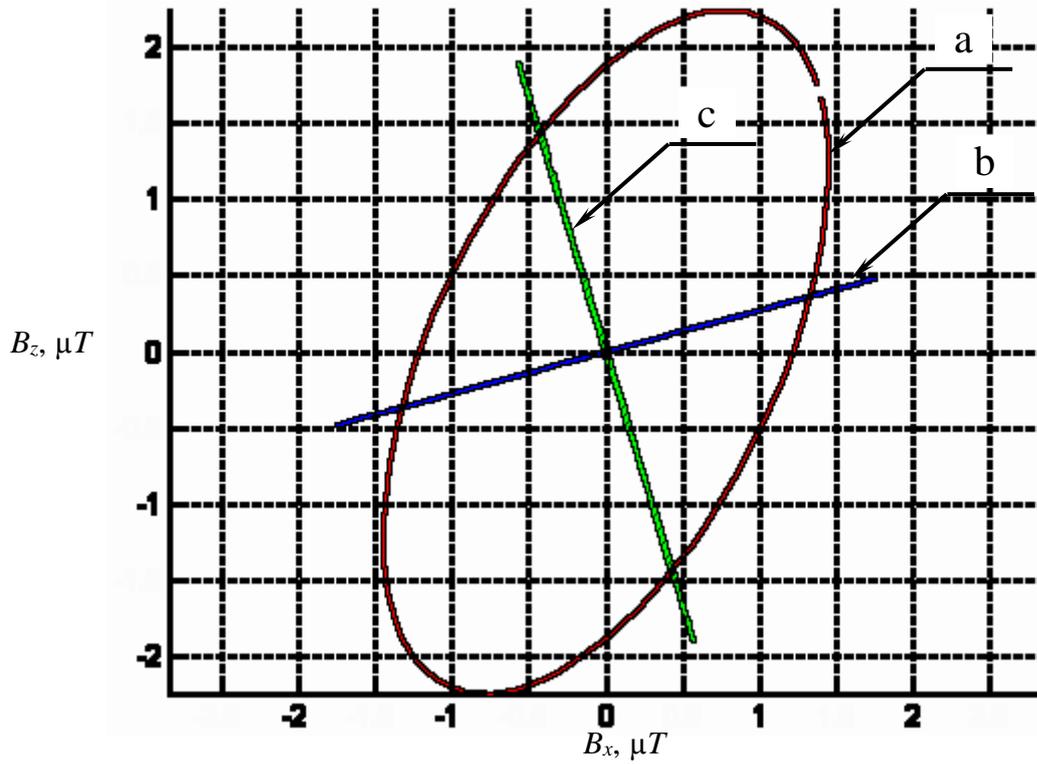


Рис. 8. Пространственно-временные характеристики магнитного поля: (а) исходного, (b) - генерируемого только одной второй экранирующей обмоткой и (с) результирующего с включенной системой активного экранирования только с одной второй экранирующей обмоткой. ⁸

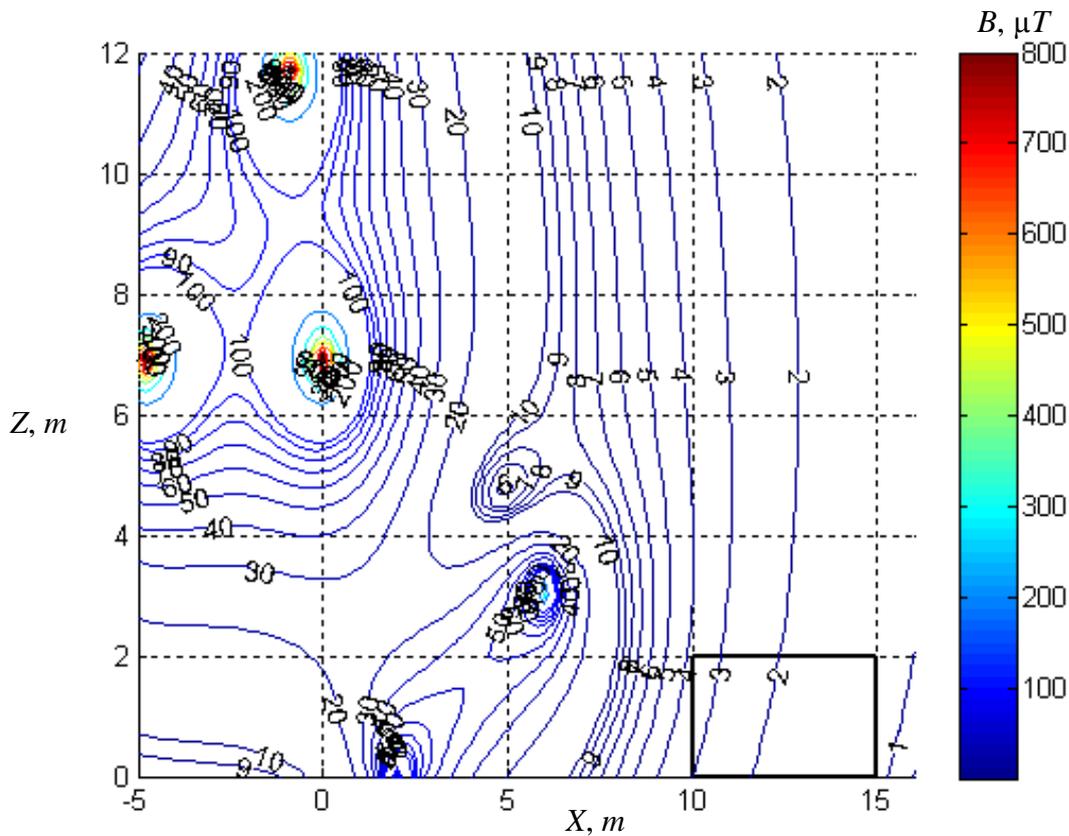


Рис. 9. Изолинии результирующего магнитного поля с включенной системой активного экранирования только с одной второй экранирующей обмоткой. ⁹

На рис. 11 показаны ЛЭП, первая ЭО (ЭО1) и вторая ЭО (ЭО2).

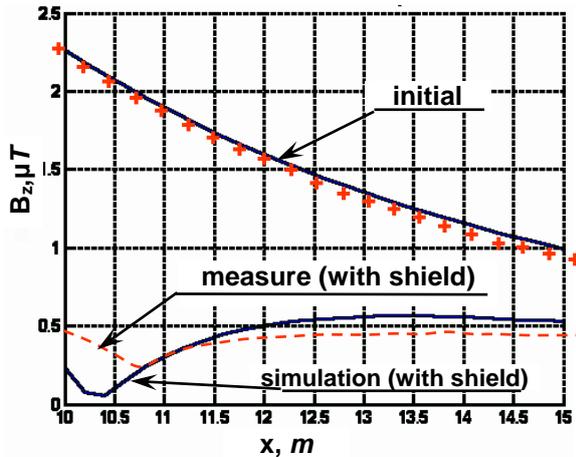


Рис. 10. Сравнение индукции исходного магнитного поля и магнитного поля при включенной системе активного экранирования.¹⁰

Обе ЭО представляет собой квадратные обмотки, верхние ветви которых расположены на высоте 4 м и 3.1 м от уровня земли, а нижние ветви расположены на высоте 1.5 м и 0 м от уровня земли.

Каждая ЭО САЭ содержит по 20 витков и питается от усилителя типа TDA7294.

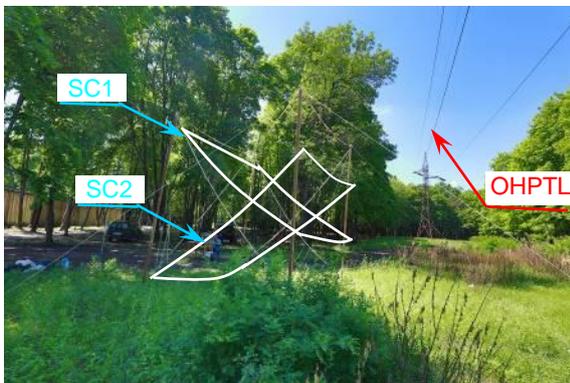


Рис. 11. ЛЭП 110 кВ и две компенсационные обмотки системы активного экранирования магнитного поля.¹¹

Обе ЭО содержат внешний контур индукции магнитного поля и внутренний контур тока. Для реализации разомкнутого и замкнутого управлений в САЭ используются индуктивные датчики. Причем, для реализации замкнутого управления используются два индуктивных датчика, расположенных в пространстве экранирования. Оси этих датчиков расположены параллельно расчетным направлениям линий ПВХ МП,

генерируемых отдельными ЭО. Для реализации разомкнутого управления используется один индуктивный датчик, расположенный вне пространства экранирования. САЭ запитывается от автономного генератора.

Контрольные измерения МП выполняются магнитометром типа EMF-828 фирмы Lutron.

Рассмотрим результаты полевых экспериментальных исследований САЭ. На рис. 10 вместе с расчетными значениями показаны и экспериментально измеренные значения индукции МП, генерируемого ЛЭП, и индукции результирующего МП при включенной САЭ.

Экспериментально измеренное минимальное значение индукции в малой зоне экранирования при включенной САЭ составляет 0.3 мкТл. Исходная индукция МП в рассматриваемом пространстве составляет 2.25 мкТл, а при включенной САЭ уровень МП во всей зоне экранирования не превышает 0.6 мкТл.

Сравнение результатов расчетных и экспериментально измеренных значений индукции исходного МП и результирующего МП с включенной САЭ, показано на рис. 10, как видим результаты отличаются не более чем на 20 %.

ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ

Рассмотрим экономическую целесообразность внедрения в Украине отечественных САЭ по сравнению с такими практически доступными методами нормализации магнитного поля действующих ЛЭП, как реконструкция ЛЭП, или использование импортных технологий активного экранирования. В качестве примера рассмотрим составляющие стоимости нормализации МП в жилом доме размерами 60x20x18 м, расположенном на расстоянии 15 м от ЛЭП 110 кВ различными методами.

Определим составляющие стоимости при установке кабельной вставки длиной 250 м между соседними опорами ЛЭП: стоимость 1 м кабеля 110 кВ составляет \$100; стоимость кабеля трехфазной КЛ длиной 250 м составляет \$75 000. Себестоимость проектно-монтажных работ составляет до

^{10,11} Appendix 1

\$75 000. Таким образом, общая стоимость реализации метода составляет \$150 000 (4 млн. грн.)

Рассмотрим теперь составляющие стоимости при использовании САЭ фирмы «EMF Services» USA. Стоимость изготовления САЭ составляет \$10 000; проектно-монтажных и наладочных работ составляет от \$90 000; Общая стоимость реализации технологии – составляет от \$100 000 (2.7 млн. грн.)

Рассмотрим теперь составляющие стоимости при использовании отечественной САЭ. Стоимость изготовления экспериментального образца САЭ составляет \$8 000; стоимость разработки и проектно-монтажных работ составляет \$12 000; Общая стоимость реализации САЭ составляет \$20 000 (540 тыс. грн.).

Поэтому использование в Украине отечественных САЭ по сравнению с другими методами защиты дома от МП ЛЭП требует в 5–8 раз меньших расходов. Так реконструкция ЛЭП 110 кВ обойдется 4 млн. грн.; использование технологии экранирования США затребует не менее 2,5 млн. грн; применение же разработанной отечественной САЭ будет стоить около 500 тыс. грн.

Кроме этого, широкое внедрение в Украине отечественных САЭ позволит в 2–6 раз уменьшить техногенное электромагнитное воздействие энергетики на жилую и окружающую среду.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Рассмотрены принципы построения систем активного экранирования магнитного поля, создаваемого различными типами воздушных линий электропередачи. Показано, что для эффективного экранирования магнитного поля создаваемого воздушной линией электропередачи с треугольным расположением фазных проводов необходимо не менее двух экранирующих обмоток. Разработана схема комбинированной робастной системы активного экранирования.

2. Впервые выполнен синтез системы активного экранирования магнитного поля, создаваемого воздушной линией электропередачи с треугольным

расположением фазных проводов. Синтезированная система является двухконтурной и имеет две экранирующие обмотки. По алгоритму управления каждая обмотка является комбинированной системой и содержит контуры разомкнутого и замкнутого управления по индукции магнитного поля. По структуре управления каждая обмотка является системой подчиненного регулирования и содержит внешний контур регулирования индукции магнитного поля и внутренний контур регулирования тока обмотки. Синтез робастной системы основан на решении многокритериальной стохастической игры. Компоненты векторного выигрыша вычисляются на основе решений уравнений Максвелла в квазистационарном приближении. Решение многокритериальной игры из множества Парето-оптимальных решений с учетом бинарных отношений предпочтения находится на основе алгоритма нелинейной оптимизации мультироемого частиц.

3. Проведен анализ результатов исследования синтеза системы активного экранирования магнитного поля промышленной частоты, генерируемого воздушными линиями электропередачи с треугольным расположением проводов. Система позволяет уменьшить индукцию исходного магнитного поля до уровня санитарных норм и снизить чувствительность системы к неопределенности параметров модели объекта управления.

4. Для верификации результатов синтеза системы активного экранирования магнитного поля определена структура и параметры и разработан полномасштабный макет системы активного экранирования, с двумя независимыми каналами, для нормализации уровня техногенного магнитного поля, генерируемого ЛЭП с треугольным расположением проводов. Проведены экспериментальные исследования элементов и макета САЭ в полевых условиях. Экспериментально подтверждена эффективность разработанных систем активного экранирования магнитного поля на уровне коэффициента экранирования 2–5 единиц, что позволяет снизить в жилой зоне уровень исходной индукции магнитного поля от расположенных вблизи ЛЭП до уровня

санитарных норм. Показано, что экспериментальные и расчетные значения индукции отличаются не более чем на 20 %.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** Scheme active shielding system. ($B_L(t)$ – initial magnetic flux density generated by overhead power lines in shielding space, $B_{LM}(t)$ – initial magnetic flux density generated by overhead power lines in shielding space points, in which magnetic field sensors are located, $B_{SC}(t)$ – magnetic flux density generated by only shielding coils in shielding space, $B_{SCM}(t)$ – magnetic flux density generated by only shielding coils in shielding space points, in which magnetic field sensors are located, $B_R(t)$ – resultant magnetic flux density in shielding space with the system of active shielding is on, $B_{RM}(t)$ – resultant magnetic flux density in shielding space points, in which magnetic field sensors are located with the system of active shielding is on, $I_L(t)$ – overhead power line current, $I_{SC}(t)$ – shielding coils current, $U_O(t)$ – open loop control, $U_C(t)$ – closed loop control, $f_{MC}(t)$ – noise of magnetic flux density sensors, which are located in the shielding space, $f_{MO}(t)$ – noise of magnetic flux density sensors which are located outside the shielding space for open loop control, W_{MC} – matrix operator of magnetic flux density sensors are located in the shielding zone, W_{MO} – matrix operator of magnetic flux density sensors, which are located outside the shielding space for open loop control, W_{ASC} – matrix operator of amplifiers powered by shielding coils, W_L – matrix operator which are formatted by initial magnetic flux density $B_L(t)$ generated by overhead power lines current $I_L(t)$ in the shielding space, W_{LM} – matrix operator which are formatted by initial magnetic flux density $B_{LM}(t)$ generated by overhead power lines current $I_L(t)$ in the in shielding space points, in which magnetic field sensors are located, W_{SC} – matrix operator which are formatted by magnetic flux density $B_{SC}(t)$ generated by only shielding coils current $I_{SC}(t)$ in the shielding space, W_{SCM} – matrix operators, which are formatted by magnetic flux density, $B_{SCM}(t)$ generated by only shielding coils current $I_{SC}(t)$ in the shielding space points, in which magnetic field sensors are located, W_{OC} – matrix operator of open loop controller, W_{CC} – matrix operator of closed

loop controller, X_{SC} – shielding coils spatial arrangement and geometric sizes, A_{OC}, φ_{OC} – parameters of the open loop controller, X_{CC} – parameters of the closed loop controller).

²**Fig. 2.** The relative position of the 110 kV overhead power transmission line with a triangular arrangement of phase wires, two compensation windings and a shielding space.

³**Fig. 3.** Isolines of the level of induction of the initial magnetic field.

⁴**Fig. 4.** Isolines of the level of induction of the resulting magnetic field with the active shielding system turned on.

⁵**Fig. 5.** Spatio-temporal characteristics of the magnetic field: (a) the source, (b) generated by two shielding windings and (c) resulting with the active shielding system turned on.

⁶**Fig. 6.** Spatio-temporal characteristics of the magnetic field: (a) the source, (b) generated by only one first shielding winding and (c) resulting with the active shielding system turned on, with only one first shielding winding.

⁷**Fig. 7.** Isolines of the resulting magnetic field with the active shielding system turned on with only one first shielding winding.

⁸**Fig. 8.** Spatio-temporal characteristics of the magnetic field: (a) the source, (b) generated by only one second shielding winding and (c) resulting with the active shielding system turned on, with only one second shielding winding.

⁹**Fig. 9.** Isolines of the resulting magnetic field with the active shielding system turned on with only one second shielding winding.

¹⁰**Fig. 10.** Comparison of the induction of the initial magnetic field and the magnetic field when the active shielding system is turned on.

¹¹**Fig. 11.** 110 kV overhead power transmission line (OHPTL) and two compensation windings (SC1, SC2) of the active magnetic field shielding system.

БИБЛИОГРАФИЯ (REFERENCES)

- [1] The World Health Organization, “The International EMF Project”. [Online]. Available: <http://www.who.int/peh-emf/project/en/>. [Accessed: 17-Feb-2017].
- [2] . Electrical installation regulations, 5th ed., The Ministry of Energy and Coal Mining of Ukraine, 2014, 800 p.
- [3] Rozov V.Yu., Grinchenko V.S., Pelevin D.Ye., Chunikhin K.V. Simulation of electromagnetic field in residential buildings located near overhead lines, Technical Electrodynamics, 2016, vol. 3, pp. 6-9.
- [4] Rozov V.Yu., Reutskyi S.Yu., Pelevin D.Ye., Pyliugina O.Yu. The magnetic field of transmission lines and the methods of its mitigation to a safe level, Technical Electrodynamics, 2013, no. 2, pp. 3–9.

- [5] Active Magnetic Shielding (Field Cancellation). <http://www.emfservices.com/afcs.html>.
- [6] Brake H.J.M., Huonker R., Rogalla H. New results in active noise compensation for magnetically shielded rooms. *Meas. Sci. Technol.* 1993, no. 4, pp. 1370–1375.
- [7] Celozzi S., Garzia F. Active shielding for power-frequency magnetic field reduction using genetic algorithms optimization. *IEE Proc. Sci. Meas. Technol.* – Rome, Italy, 2004, vol. 151, no. 1, pp. 2–7.
- [8] Shenkman A., Sonkin N., Kamensky V. Active protection from electromagnetic field hazards of a high voltage power line. *HAIT Journal of Science and Engineering.* 2005, vol. 2, no. 2, pp. 254–265.
- [9] Beltran H., Fuster V., García M. Magnetic field reduction screening system for a magnetic field source used in industrial applications. 9 Congreso Hispano Luso de Ingeniería Eléctrica (9CHLIE), Marbella (Málaga). 2005, pp. 84–99.
- [10] Yamazaki K., Kato K., Kobayashi K. MCG Measurement in the environment of active magnetic shield. *Neurology and Clinical Neurophysiology.* 2004, v. 40, pp. 1–4.
- [11] Schnabel A., Voigt J., Burghoff M., Knappe-Gruneberg S. Magnetic Shielding State of art, new magnetic shielding and active magnetic shielding for low noise applications. Rome, Italy, 2003, v. 51, №5, pp. 137–142.
- [12] Kato, Kazuo, Yamazaki, Keita, Sato, Tomoya, Haga, Akira, Okitsu, Takashi, Muramatsu, Kazuhiro, Ueda, Tomoaki, Yoshizawa, Masahito. Shielding Effect of Panel Type Active Magnetic Compensation. *IEEE Transactions on Fundamentals and Materials.* 2005, v. 125, pp. 99–106.
- [13] Canova L. Giaccone Magnetic field mitigation of power cable by high magnetic coupling passive loop Electricity Distribution / CIREN 2009. 20th International Conference and Exhibition on Date of Conference. – Part 12009. – Pp. 1–4.
- [14] Celozzi S. Active compensation and partial shields for the power- frequency magnetic field reduction / S. Celozzi // *Proc. IEEE Int. Symp. On Electromagnetic Compatibility, Minneapolis, USA, 2002.* – Pp. 222–226.
- [15] Celozzi S. Magnetic field reduction by means of active shielding techniques / S. Celozzi, F. Garzia // *Environmental Risk 2003, WIT Press, Southampton (UK).* – 2003. – Pp. 64–73.
- [16] El Dein A.Z. Magnetic-field calculation under EHV transmission lines for more realistic cases / Adel Z. El Dein // *IEEE Transactions on Power Delivery.* – 2009. – Vol. 24. – № 4. – Pp. 2214–2222.
- [17] Rozov V.Yu., Reutskyi S.Yu., Pyliugina O.Yu. The method of calculation of the magnetic field of three-phase power lines. – *Technical electro-dynamics, 2014, v. 5, pp. 11-13.*
- [18] Chorna O. Identification of changes in the parameters of induction motors during monitoring by measuring the induction of a magnetic field on the stator surface / O. Chorna, O. Chorny, V. Tytiuk // *2019 IEEE International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES).* – Kremenchuk, 2019. doi:10.1109/MEES.2019.8896554
- [19] Chystiakov P. Remote control of electromechanical systems based on computer simulators / P. Chystiakov, O. Chorny, B. Zhautikov, G. Sivyakova // *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES), Nov. 2017.* doi: 10.1109/mees.2017.8248934.
- [20] Korol S. Investigation the maximal values of flux and stator current of autonomous induction generator / S. Korol, S. Buryan, M. Pushkar, M. Ostroverkhov // *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON), May 2017.* doi: 10.1109/ukrcon.2017.8100302.
- [21] Ostroverkhov N. Investigation the maximal values of flux and stator current of autonomous induction generator / N. Ostroverkhov, S. Korol, S. Buryan, M. Pushkar // *Proc. IEEE Internat. Conference First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON-2017), May 29 – June 2, 2017, Kyiv, Ukraine.* pp. 560-563.
- [22] Ostroverkhov S.M. Control of the electric drive under conditions of parametric uncertainty and coordinates / S.M. Ostroverkhov, V. Pyzhov, S. Korol // *Interrelation Proc. IEEE Internat. Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES-2017), November 15-17, 2017, Kremenchuk, Ukraine.* pp. 64-67.
- [23] Panchenko V.V. Determination of pulsation factors of the system of suppression of interfering harmonics of a semiconductor converter / V.V. Panchenko, A.S. Maslii, D.P. Pomazan, S.G. Buriakovskiy // *Electrical engineering & electromechanics,* 2018, no.4, pp. 24-28. doi: 10.20998/2074-272X.2018.4.04.
- [24] Buriakovskiy S.G. The research of the operation modes of the diesel locomotive CHME3 on the imitation model / S.G. Buriakovskiy, A.S. Maslii, V.V. Panchenko, D.P. Pomazan, I.V. Denis // *Electrical engineering & electromechanics,* 2018, no.2, pp. 59-62. doi: 10.20998/2074-272X.2018.2.10.
- [25] Buriakovskiy S. Determining parameters of electric drive of a sleeper-type turnout based on electromagnet and linear inductor electric motor / S. Buriakovskiy, A. Maslii, A. Maslii // *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies,* 2016, vol.4, no.1(82), pp. 32-41. (Rus). doi: 10.15587/1729-4061.2016.75860.
- [26] Shchur I. Comparison of different types of electro-mechanical systems for creating of counter-rotating VAWT / I. Shchur, V. Klymko // *Proc. IEEE First Ukraine Conf. on Electrical and Computer Engineering (UKRCON-2017), May 29 – June 2, 2017, Kyiv, Ukraine.* – P. 373-378.
- [27] Shchur I. Impact of nonsinusoidalness on efficiency of alternative electricity generation systems // *Proc. 10th Conference-Seminar, June 15-18, 2010.* – Łagów, Poland. – P. 154-159.
- [28] Zagirnyak M. A model of the assessment of an induction motor condition and operation life, based on the measurement of the external magnetic field / M. Za-

- girnyak, O. Bisikalo, O. Chorna, O. Chorny // *2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. 2018. pp.316-321. doi:10.1109/ieps.2018.8559564.
- [29] Zagirnyak M. Experimental research of electromechanical and biological systems compatibility / M. Zagirnyak, O. Chorny, V. Nykyforov, O. Sakun, K. Panchenko // *Przegląd Elektrotechniczny*, 2016, vol.1, no.1, pp. 130-133. doi:10.15199/48.2016.01.31.
- [30] Zagirnyak M. Innovative technologies in laboratory workshop for students of technical specialties / M. Zagirnyak, S. Serhiienko, O. Chorny // *2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON)*, May 2017. doi: 10.1109/ukrcon.2017.8100446.
- [31] Sushchenko O.A. Optimization of inertially stabilized platforms / O.A. Sushchenko, A.A. Tunik // *IEEE 2nd International Conference on Methods and Systems of Navigation and Motion Control, October, 9–12, 2012*, Proceedings, pp. 101-105.
- [32] Sushchenko O.A. Robust control of angular motion of platform with payload based on H-synthesis // *Journal of Automation and Information Sciences*, no. 48(12), 2016, pp. 13–26.
- [33] Sushchenko O.A. Robust Control of Platforms with Instrumentation // *2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering Lviv, Ukraine, July 2-6, 2019*, Proceedings, pp.518-521.
- [34] Zhiteckii L.S. Robust Adaptive Pseudoinverse Model-Based Control of an Uncertain SIMO Memoryless System with Bounded Disturbances / L.S. Zhiteckii, K. Solovchuk. // *2019 IEEE 2nd Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering Lviv, Ukraine, July 2-6, 2019*, Proceedings, pp. 621-627.
- [35] Galchenko V.Y. A turmitobionic method for the solution of magnetic defectometry problems in structural-parametric optimization formulation / V.Y. Galchenko, A.N. Yakimov // *Russian Journal of Nondestructive Testing*, 2014, vol.50, no.2, pp. 59-71. doi: 10.1134/s106183091402003x.
- [36] Gal'chenko V.Ya. Pareto-optimal parametric synthesis of axisymmetric magnetic systems with allowance for nonlinear properties of the ferromagnet / V.Ya. Gal'chenko, A.N. Yakimov, D.L. Ostapushchenko // *Technical Physics*. – 2012. Vol. 57, Issue 7, pp. 893–899.
- [37] Ummels M. *Stochastic Multiplayer Games Theory and Algorithms*. Amsterdam University Press, 2010. 174 p.

Сведения об авторах.



Кузнецов Борис Иванович
 Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма НАН Украины», зав. отделом проблем управления магнитным полем, доктор технических наук, профессор, синтез систем управления высокой точности.
 ORCID: 0000-0002-1100-095X
 E-mail: kuznetsov.boris.i@gmail.com
 тел. +(380)505766900



Никитина Татьяна Борисовна
 Харьковский национальный автомобильный университет, кафедра естественных наук, доктор технических наук, профессор, синтез систем управления высокой точности.
 ORCID: 0000-0002-0185-3078
 E-mail: tatjana5555@gmail.com



Бовдуй Игорь Валентинович
 Государственное учреждение «Институт технических проблем магнетизма НАН Украины», отдел проблем управления магнитным полем, кандидат технических наук, с.н.с., синтез систем управления высокой точности.
 ORCID: 0000-0003-3508-9781
 E-mail: ibovduj@gmail.com

Characteristics of the Static Zigzag-Triangle Frequency Converter

Kalinin L.P., Zaitsev D.A., Tirsu M.S., Golub I.V.

Institute of Power Engineering
Chisinau, Republic of Moldova

Pogorletsky V.M., Kaloshin D.N.

Transnistrian State University named after Shevchenko
Tiraspol, Republic of Moldova

Abstract. The object of research is a static transformer frequency converter, which can be used to combine parallel-operating power systems having different operating frequencies. The aim of the work is to study operational characteristics and evaluate strategies and laws of the proposed device from the point of view of developing methods and means of power transmission improving quality via electrical communication, containing a frequency converter based on phase-shifting transformer made according to zigzag-triangle scheme and controlled by power keys. In order to achieve the above object, it is proposed to sectionalize control windings providing a 48-position with a discreteness of 2.5° , and a 24-position with a discreteness of 5° switching in each 120° sector of "coarse" regulation. Structural-simulation models were built and computational experiments were carried out for electrical communication combining two power systems with frequencies of 60 and 50 Hz and 50 and 49.6 Hz, respectively. The most significant results are: a new circuit version of the frequency converter, various strategies for controlling the conversion process. The two-channel frequency converter allows to reduce by 2 times the number of "coarse" control keys, which switch not after 60° , but after 120° . Also succeeded to reduce the switching step from 5 degrees to 2.5 degrees, which made it possible to improve the conversion quality. The significance of the obtained results is that during regulation the number of keys connected in series in operation remains equal to 4, which can significantly improve the reliability indicators of the control system.

Keywords: intersystem power connection, static frequency converter, phase-shifting transformer, active power deviation, current non-linear distortion coefficient.

DOI: 10.5281/zenodo.3713403

UDC: 621.3.072.9

Caracteristicile convertorului static de frecvență realizat conform schemei „triunghi - zig-zag”

Calinin L.P., Zaițev D.A., Tîrșu M.S., Golub I.V.,

Institutul de Energetică Chișinău,
Republica Moldova

Pogorletsky V.M., Kaloshin D.N.

Universitatea Transnistreană de Stat le. Shevchenko
Tiraspol, Republica Moldova

Rezumat. Obiectul studiat îl reprezintă convertorul de frecvență pe baza transformatoarelor, ce poate fi folosit pentru interconectarea sistemelor electroenergetice, care lucrează paralel, având frecvențe diferite sau standarde de frecvență diferite. Scopul lucrării este cercetarea caracteristicilor de regim și evaluarea strategiilor și legilor de comandă a dispozitivului din punct de vedere al dezvoltării metodelor și mijloacelor de îmbunătățire a calității transmiterii puterii prin legături electrice, care include convertorul de frecvență pe baza transformatorului de reglare a decalajului de fază, efectuat după schema zigzag-triunghi și dirijat de cheile de putere. Pentru atingerea obiectivului propus, se propune secționarea înfășurărilor de control, oferind 48 poziții cu discontinuitatea $2,5^\circ$ și 24-poziții cu discontinuitate 5° de comutare în fiecare sector de 120° de reglare "brută". S-au efectuat experimente pentru conexiuni electrice, combinând două sisteme electroenergetice cu frecvențe de 60 și 50 Hz respectiv și 50-49,6 Hz. În procesul studiului au fost controlați parametrii operaționali ce caracterizează calitatea conversiei: gradul de stabilitate a puterii active transmise pe sistemele de transmisie și cele de recepție, la fel și coeficientul de distorsiune armonică a curentului. Cele mai semnificative rezultate sau obținut pentru varianta nouă a schemei dispozitivului, ce permite micșorarea de 2 ori a numărului cheilor de reglare "brută", noua strategie și legile de comandă cu procesul de conversie, utilizarea căreia a dus la micșorarea discontinuității comutărilor și îmbunătățirea calității conversiei. În același timp, numărul cheilor de reglare "fină" conectate în serie rămâne permanent egal cu 4, indiferent de numărul de etape de reglare, ce poate crește fiabilitatea.

Cuvinte-cheie: interconexiune dintre sisteme electroenergetice, convertor static de frecvență, transformator de reglare a decalajului de fază, deviere de putere activă, coeficient de distorsiune neliniară.

Характеристики статического преобразователя частоты, выполненного по схеме «зигзаг-треугольник»

Калинин Л.П., Зайцев Д.А., Тыршу М. С., Голуб И.В.

Институт энергетики

Кишинев, Республика Молдова

Погорлецкий В.М., Калосин Д.Н.

Приднестровский Государственный Университет им. Шевченко

Тирасполь, Республика Молдова

Аннотация. Объектом исследования является статический трансформаторный частотный преобразователь, который может быть использован для объединения параллельно работающих энергосистем, имеющих различные рабочие частоты, либо стандарты по поддержанию частоты. Целью работы является исследование режимных характеристик и оценка различных стратегий и законов управления предлагаемым устройством с точки зрения разработки методов и средств повышения качества передачи мощности по электрической связи, содержащей частотный преобразователь на основе ФРТ (фазорегулирующий трансформатор) с круговым вращением фазы выходного напряжения относительно входного, выполненного по схеме «зигзаг-треугольник» и управляемого силовыми ключами. Для достижения поставленной цели предложено секционирование обмоток управления, обеспечивающее 48-позиционное с дискретностью $2,5^\circ$, и 24-позиционное с дискретностью 5° переключения в каждом 120° -ом секторе «грубого» регулирования. Были построены структурно-имитационные модели и проведены расчетные эксперименты для электрической связи, объединяющей две энергосистемы с частотами 60 и 50 Гц и 50 и 49,6 Гц соответственно. Наиболее существенными результатами являются: новый схемный вариант частотного преобразователя, различных стратегий управления процессом преобразования. Двухканальный преобразователь частоты позволяет снизить в 2 раза количество ключей (переключений) «грубого» регулирования, которые переключаются не через 60° как в устройствах исследованных авторами работы ранее, а через 120 градусов. Секционирование обмотки и закон переключения на 48 позиций позволили уменьшить шаг переключения с 5 градусов (при переключении на 24 позиции) до $2,5$ градусов, что дало возможность улучшить качество преобразования. Значимость полученных результатов состоит в том, что при регулировании количество последовательно включенных ключей в работе всегда остается равным 4 вне зависимости от числа ступеней регулирования, что может существенно улучшить показатели надежности работы системы управления.

Ключевые слова: межсистемная связь, статический преобразователь частоты, фазорегулирующий трансформатор, девиация активной мощности, коэффициент нелинейного искажения по току.

ВВЕДЕНИЕ

Наметившийся в последнее время интерес к частотно регулируемым электрическим связям [1,2,3,4,5] приводит также к разработке новых технических решений, обеспечивающих реализацию соответствующих управляющих воздействий. Традиционно, при рассмотрении подобного рода задач, в качестве основных средств согласования частоты связываемых систем применяются электромеханические преобразователи типа VFT (Variable Frequency Transformers), [6,7,8] ASEFC или АСЭМПЧ – асинхронизированный синхронный электромеханический преобразователь частоты (asynchronous synchronous electromechanical frequency converter, [9,10,11] а также преобразователи типа HVDC (High Voltage Direct Current).

Каждое из указанных устройств имеет свои достоинства и недостатки [12-15].

Основное достоинство электромеханических преобразователей

частоты состоит в том, что при любой заданной частоте рабочее напряжение на его выходных клеммах всегда сохраняет синусоидальную форму. К недостаткам можно отнести: применение трущихся токосъемных контактов, что приводит к снижению надежности функционирования установки; необходимость дополнительного расхода энергии на управление связанное с необходимостью поддержания задаваемого уровня передаваемой мощности, за счет создания соответствующего вращающего момента сервомотора; наличие механической инерционности ротора, ведущее к появлению электромеханических переходных процессов; наличие воздушного зазора между обмотками статора и ротора, что сопровождается существенным повышением тока холостого хода устройства до величины соизмеримой с током нагрузки.

Следует также отметить, что использование VFT сопровождается значительным увеличением продольного индуктивного сопротивления

соответствующего тракта электропередачи и необходимостью применения дополнительных компенсирующих устройств. [16,17]

Основным достоинством преобразователя типа HVDC является его универсальность и быстродействие. [18-21]

При этом наиболее существенный недостаток данного технического решения состоит в том, что оно основывается на принципе двойного преобразования энергии (выпрямление и инвертирование) как на передающей, так и на приемной стороне.

При этом имеют место существенные искажения синусоидальной формы рабочих напряжений и токов, требующие применения различных методов устранения высших гармоник [22-26].

В данной работе предложен вариант устройства для реализации принципа прямого преобразования частоты, не связанного с двойным преобразованием энергии и не имеющего недостатков, свойственных HVDC и VFT. Такое устройство может быть условно названо «Вставкой Переменного Тока».

Принцип частотного преобразования предусматривает применение, в качестве основного функционального элемента устройства, именуемого Фазорегулирующим Трансформатором - ФРТ (Phase Shifting Transformer-PST).

Задача исследования состояла в оценке и анализе режимных характеристик, стратегий и законов управления статического двухканального частотного преобразователя на основе ФРТ с круговым вращением фазы, выполненного по схеме «зигзаг-треугольник» и управляемого силовыми ключами.

Также уделено внимание, разработке методов и средств повышения качества передачи мощности между энергосистемами с различными стандартами частоты при использовании предложенного технического решения.

Разработка альтернативных, относительно VFT и HVDC, технических средств преобразования частоты для электрических систем позволит повысить степень управляемости транспортных и распределительных сетей, что является характерной тенденцией современного этапа развития электроэнергетики.

I. ХАРАКТЕРИСТИКА И СТРАТЕГИЯ УПРАВЛЕНИЯ УСТРОЙСТВОМ

Схема исследуемого двухканального частотного преобразователя представлена на рис.1.

Каждый канал статического преобразователя частоты состоит из многообмоточных однофазных трансформаторных групп SN и SM на передающей стороне и RN и RM на приемной стороне, первичные обмотки, которых соединены по схеме «зигзаг».

Такое соединение применено с целью подавления третьей гармоники тока. Нерегулируемые вторичные обмотки трансформаторных устройств, соединены по схеме «треугольник», к вершинам которых подключены соответствующие обмотки управления, представляющие собой блок «тонкого» регулирования.

Двухканальный преобразователь частоты, выполненный на основе схемы «зигзаг» позволяет в 2 раза снизить количество ключей (переключений) «грубого» регулирования, которые переключаются не через 60 как в устройствах исследованных авторами работы ранее, а через 120 градусов.

Для согласования частот необходимо осуществлять круговое вращение фазы выходного напряжения относительно входного с частотой скольжения. Такой процесс можно осуществить на базе статических трансформаторных устройств с применением поперечных вольтодобавочных трансформаторов. Вектор напряжения вольтодобавки расположен под углом 90° относительно фазного вектора напряжения сети, и обеспечивает фазовый сдвиг по напряжению в диапазоне:

$$\pm\psi = \arctg\left(\frac{U_n}{3 \cdot U_\phi}\right) = \pm 30^\circ \quad (1)$$

где

U_n - линейное напряжение;

U_ϕ - фазное напряжение.

Для обеспечения кругового вращения фазы выходного напряжения через каждые 60° происходит переход на следующий сектор посредством работы 6 силовых ключей блока «грубого» управления.

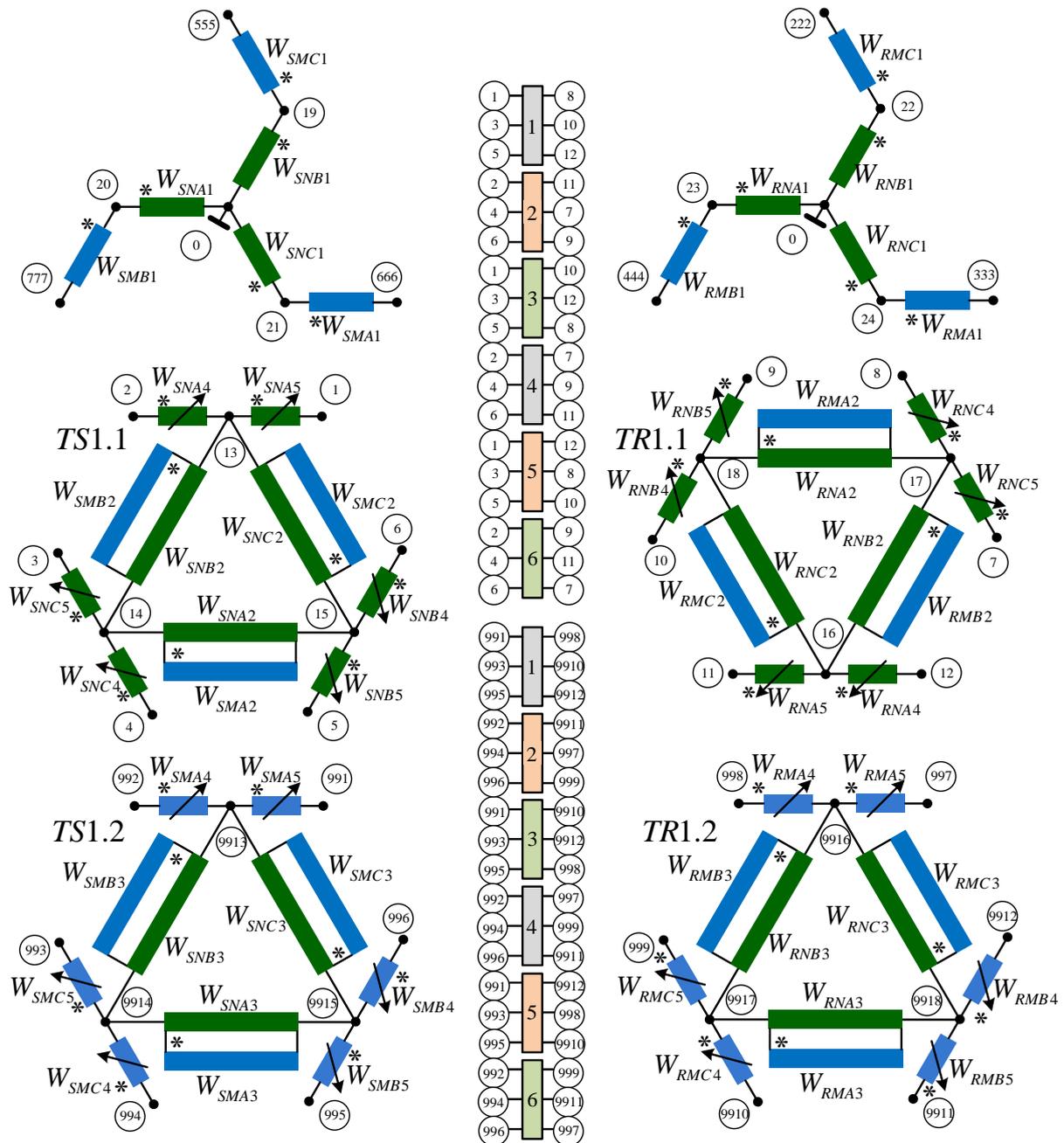


Рис.1. Схема статического двухканального преобразователя частоты.¹

Преобразователь, рис.1, состоит из четырех связанных между собой трансформаторных устройств, обозначенных для удобства описания протекающих в них процессов как: TS1.1, TS1.2, TR1.1, TR1.2. Сектора, в которых работают устройства, пронумерованы римскими цифрами. Циклоконвертор, условно, может быть разделен на два канала. На первый канал работают трансформаторные устройства TS1.1 и TR1.1, которые развернуты друг относительно друга на угол 60° , на второй - TS1.2, TR1.2, не сдвинутые друг

относительно друга. Векторная диаграмма напряжений на трансформаторных устройствах в момент начала работы представлена на рис.2.

В исходном состоянии входное напряжение U_{As} и выходное напряжение U_{Ar} сдвинуты по фазе на угол 30° , благодаря тому, что первичные обмотки устройства представляют собой схему зигзаг.

Обмотки «тонкого» управления со стороны входного и выходного напряжения полностью введены.

¹ Appendix 1

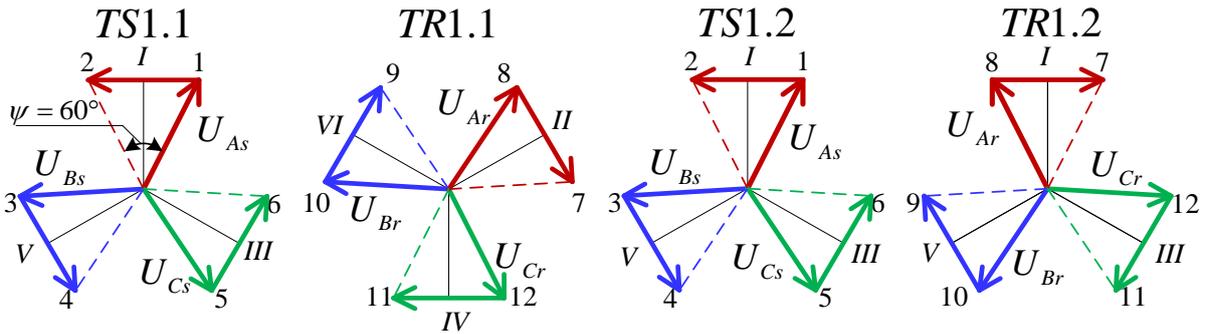


Рис.2. Векторная диаграмма напряжений в момент начала работы преобразователя. ²

Процесс кругового вращения фазы выходного напряжения относительно входного рассмотрим на примере фазы «А». Изменение угла фазового сдвига между выходным и входным напряжением определяется способом секционирования и положением ключей обмоток «тонкого» управления. Во втором канале устройства обеспечивается 60°-й сдвиг по фазе между выходным и входным напряжением (сектор

$I - TR1.2$), а обмотки управления выводятся из работы. По окончании процесса «тонкого» регулирования во втором канале, срабатывают ключи «грубого» регулирования обоих каналов. Закон управления силовыми ключами, реализующий стратегию «грубого» регулирования представлен на рис.3.

S1	N_{ϕ}	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24
S2	N_{ϕ}	48	47	46	45	44	43	42	41	40	39	38	37	36	35	34	33	32	31	30	29	28	27	26	25
S3	N_{ϕ}	49	50	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60	61	62	63	64	65	66	67	68	69	70	71	72
S4	N_{ϕ}	96	95	94	93	92	91	90	89	88	87	86	85	84	83	82	81	80	79	78	77	76	75	74	73
S5	N_{ϕ}	97	98	99	100	101	102	103	104	105	106	107	108	109	110	111	112	113	114	115	116	117	118	119	120
S6	N_{ϕ}	144	143	142	141	140	139	138	137	136	135	134	133	132	131	130	129	128	127	126	125	124	123	122	121

Рис.3 Закон управления силовыми ключами «грубого» регулирования. ³

В результате второй канал отключается и в работу вводится первый канал (сектор $II - TR1.1$).

После ввода в работу первого канала отработывает «тонкое» регулирование, которое обеспечивает дальнейший сдвиг по фазе между выходным и входным напряжением на угол 60°. Результатом работы устройства в I и II секторах, является обеспечение 120° - го фазового сдвига между входным и выходным напряжением.

Дальнейшая поочередная работа каждого из каналов устройства, ключей «грубого» и «тонкого» управления обеспечивает поворот напряжения фазы «А» от сектора к сектору. Векторные диаграммы напряжений, иллюстрирующие работу устройства за один оборот, представлены на рис.4.а.

Из анализа векторных диаграмм представленных на рис.4.а видно, что в процессе одного периода согласования по частоте устройства $TR1.1$ и $TR1.2$ совершили один оборот относительно своего исходного состояния, а устройства $TS1.1$ и $TS1.2$ провернулись на угол 180° относительно исходного состояния.

Из вышеизложенного следует, что процесс согласования частоты на данном этапе нельзя считать завершенным, так как устройства со стороны питающей системы не выполнили полный оборот, следовательно, процесс вращения фазы выходного напряжения относительно входного напряжения на устройствах $TR1.1$ и $TR1.2$ следует повторить, обеспечив полный цикл согласования.

Соответствующие векторные диаграммы напряжений приведены на рис.4.б.

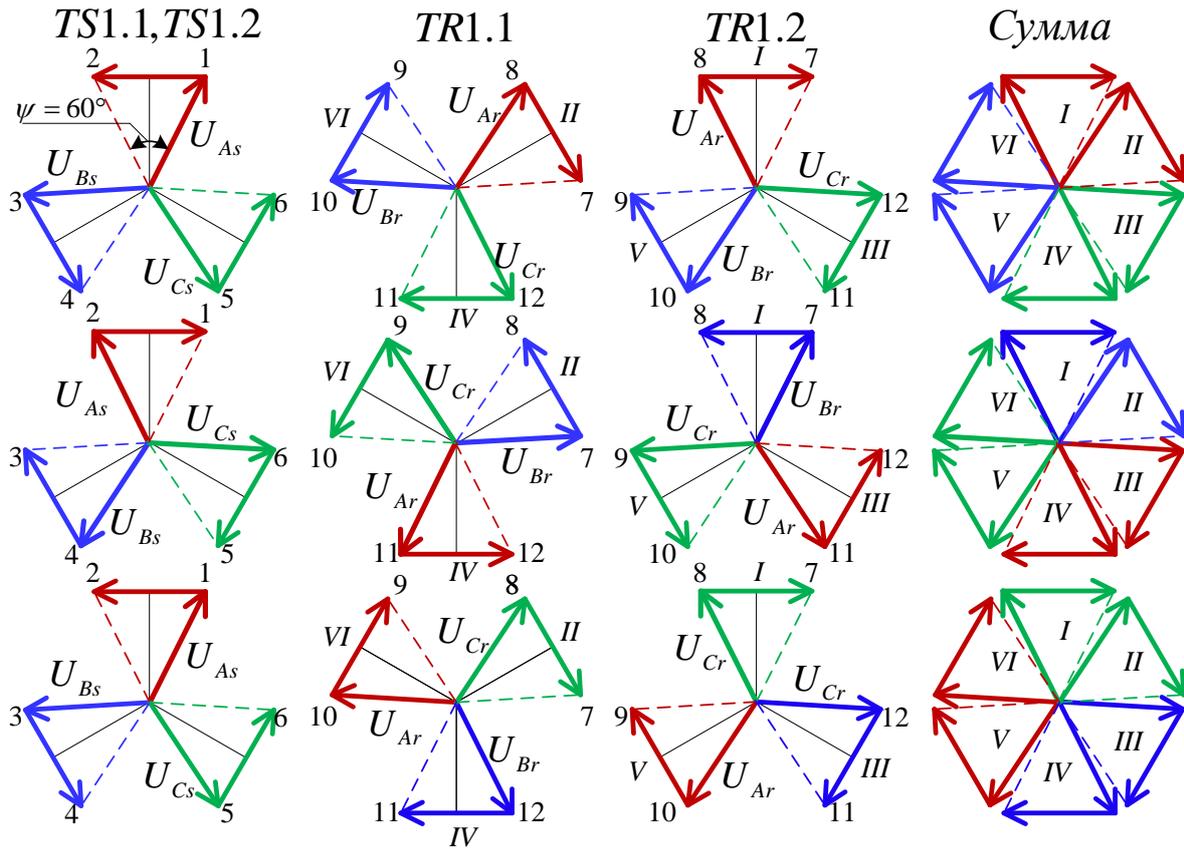


Рис.4.а. Векторная диаграмма поясняющая работу устройства за первый оборот. ⁴

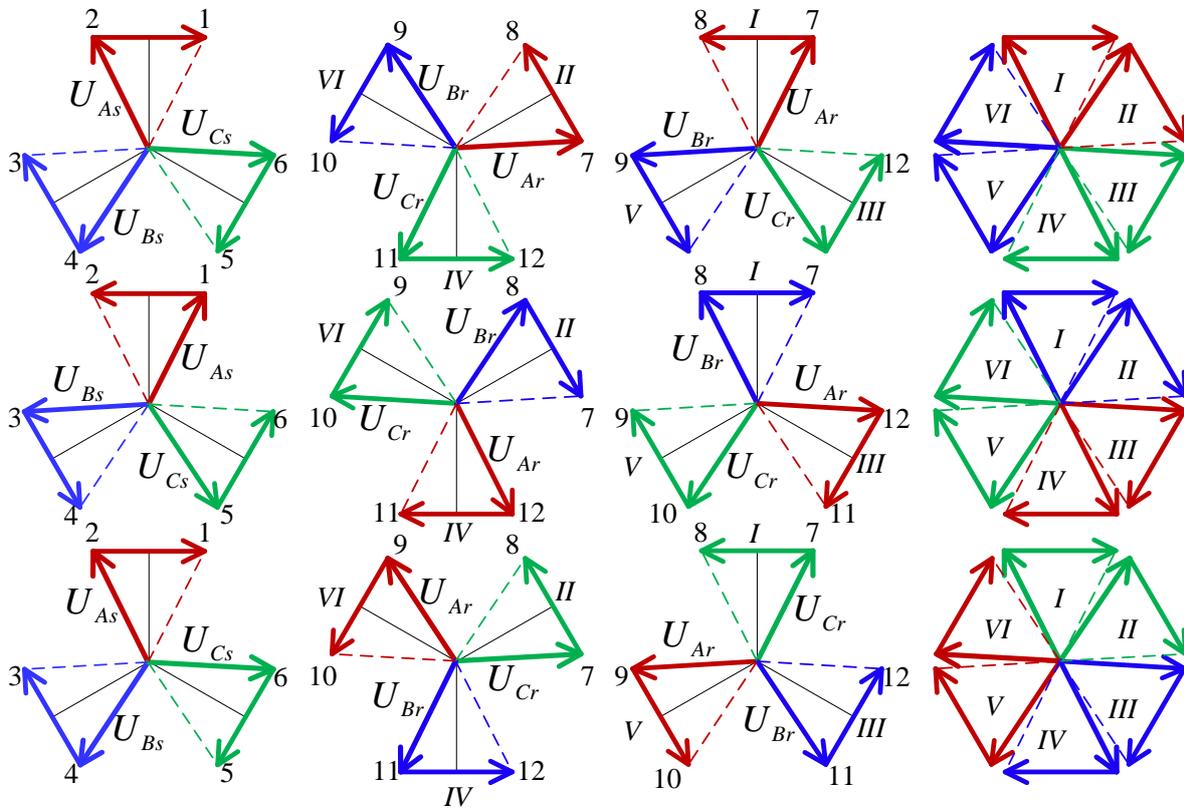


Рис.4.б. Векторная диаграмма поясняющая работу устройства, за второй оборот. ⁵

Обмотки управления статического преобразователя частоты, предназначенные для регулирования угла в 60-и градусных секторах, представляют собой блок «тонкого» регулирования, который состоит из секционированной соответствующим образом регулировочной обмотки с набором силовых ключей. Для исследования разработаны два варианта секционирования регулировочных обмоток и законов регулирования:

1. схема секционирования обмотки и закон управления, реализующие 24-х позиционную стратегию регулирования с дискретностью

переключения 5° , представлены на рис.5,6 соответственно;

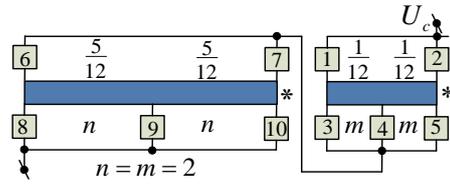


Рис.5 Обмотка управления преобразователя секционированная под 24 позиции переключения. ⁶

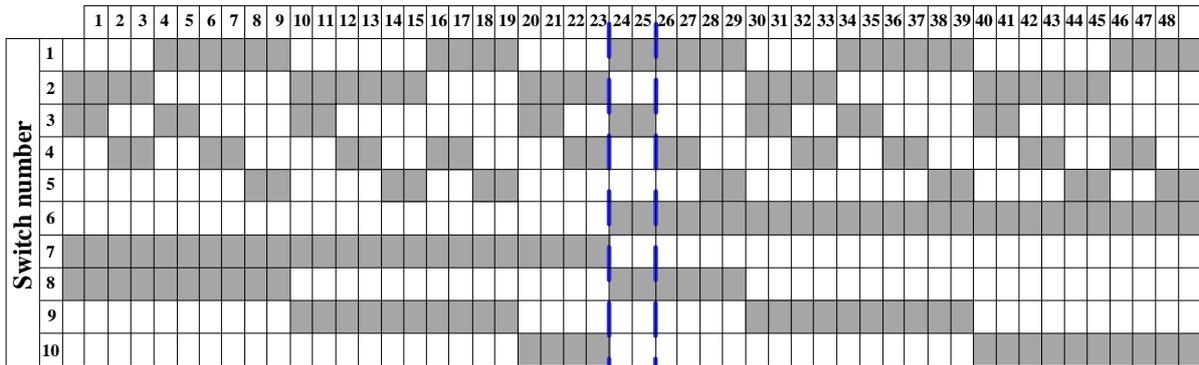


Рис.6 Стратегия управления преобразователем с дискретностью ступени 5° . ⁷

2. Схема секционирования обмотки и закон управления, реализующие 48-и позиционную стратегию регулирования, представлены на рис.7,8 соответственно. В этом случае шаг составляет $2,5^\circ$.

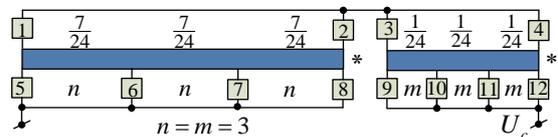


Рис.7 Обмотка управления преобразователя, на 48 позиции переключения. ⁸

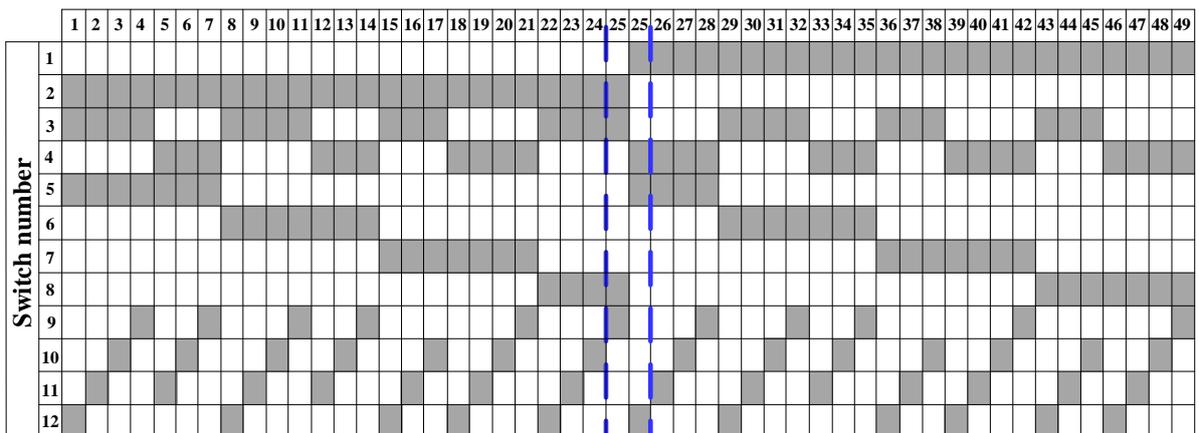


Рис.8 Стратегия управления преобразователем с дискретностью ступени $2,5^\circ$. ⁹

Для предложенных схем управления приняты следующие обозначения:

n - максимальная степень дискретности обмотки управления,

m - минимальная степень дискретности обмотки управления.

Тогда напряжение обмотки управления

$$U_c = mU_m + nU_n \quad (2)$$

Напряжение секции минимальной дискретности обмотки управления

$$U_m = \frac{U_c}{m+n(1+2m)} = \frac{U_c}{p} \quad (3)$$

Напряжение секции максимальной дискретности обмотки управления

$$U_n = (1+2m)U_m \quad (4)$$

Полное количество ступеней регулирования

$$q = 1 + 2[m + n(1+2m)]. \quad (5)$$

Секционирование обмотки и закон переключения на 48 позиций позволили уменьшить шаг переключения с 5 градусов (при переключении на 24 позиции) до 2,5 градусов и могут улучшить качество преобразования. Преимущество разработанного ключа по сравнению с традиционным, заключается в том, что при регулировании количество последовательно включенных ключей в работе всегда остается равным 4 вне зависимости от числа ступеней регулирования, что может существенно улучшить показатели надежности работы системы управления.

II. УСЛОВИЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ

Структурно-имитационная SPS-модель объекта исследования была выполнена в среде Matlab. Режимные параметры обмоток статического преобразователя приняты с учетом возможности построения в дальнейшем лабораторного образца:

$$\begin{aligned} U_{SM1} &= U_{SN1} = U_{RM1} = U_{RN1} = 133V; \\ I_{SM1} &= I_{SN1} = I_{RM1} = I_{RN1} = 24A; \\ U_{SM2} &= U_{SN2} = U_{RM2} = U_{RN2} = 345V; \\ I_{SM2} &= I_{SN2} = I_{RM2} = I_{RN2} = 7A; \\ U_{SM3} &= U_{SN3} = U_{RM3} = U_{RN3} = 345V; \\ I_{SM3} &= I_{SN3} = I_{RM3} = I_{RN3} = 7A; \\ U_{SM4} &= U_{SN4} = U_{RM4} = U_{RN4} = 57,5V; \\ I_{SM4} &= I_{SN4} = I_{RM4} = I_{RN4} = 12A; \\ U_{SM5} &= U_{SN5} = U_{RM5} = U_{RN5} = 57,5V; \\ I_{SM5} &= I_{SN5} = I_{RM5} = I_{RN5} = 12A. \end{aligned}$$

Расчетные эксперименты проводились на основе апробированных моделей при соблюдении следующих условий:

- питание активной нагрузки осуществлялось в соответствии со схемами рис.9,10.

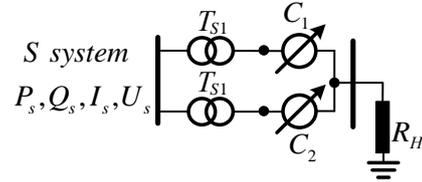


Рис.9 Схема проведения эксперимента при работе 2-х канального преобразователя на активную нагрузку. ¹⁰

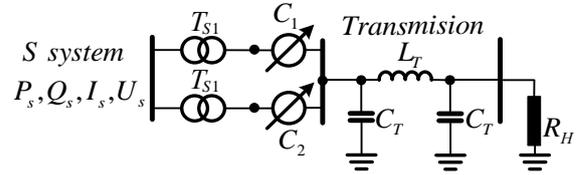


Рис.10 Схема проведения эксперимента при работе 2-х канального преобразователя на активную нагрузку через ЛЭП 30°. ¹¹

- время моделирования $t = 2$ секунды;
 - напряжение передающей системы и нагрузки $U_s = U_r = 230V$;
 - угол передающей системы $\delta_s = 0^\circ$;
 - величина передаваемой активной мощности составила $P_r = 5700W \pm 10\%$;
 - ток на выходе устройства для всех расчетных экспериментов поддерживался на уровне $I_r = 24A \pm 10\%$, что соответствует номинальному значению и сопротивлению нагрузки $R_H = 90\Omega$;
 - соотношения рабочих частот передающей системы и нагрузки приняты исходя из существующих стандартов (60/50Гц) и допустимому отклонению в послеаварийном режиме (50/49,6 Гц);
- Для оценки качества преобразования частоты и передачи мощности использовались следующие режимные параметры:
- степень стабильности (девиация) передаваемой активной мощности на передающей системе ($\partial P_s, \%$) и нагрузке ($\partial P_r, \%$);

- коэффициент гармонических искажений тока на передающей системе ($THD(I_s), \%$) и нагрузке ($THD(I_r), \%$).

III. РЕЖИМЫ РАБОТЫ УСТРОЙСТВА НА АКТИВНУЮ НАГРУЗКУ

На основе результатов экспериментов для сравнительного анализа на рис.11-12 приведены гистограммы при различных частотах скольжения и различной дискретности «тонкого регулирования». Режимные параметры с индексом «L»

соответствуют варианту питания нагрузки по схеме рис.10, без индекса – рис.9.

На рисунках, обозначенных буквами, приведены:

а - степень стабильности передаваемой активной мощности на передающей системе $\delta P_s, \%$ и шинах нагрузки $\delta P_r, \%$.

б - коэффициент нелинейного искажения тока на передающей системе $THD(I_s), \%$ и шинах нагрузки $THD(I_r), \%$.

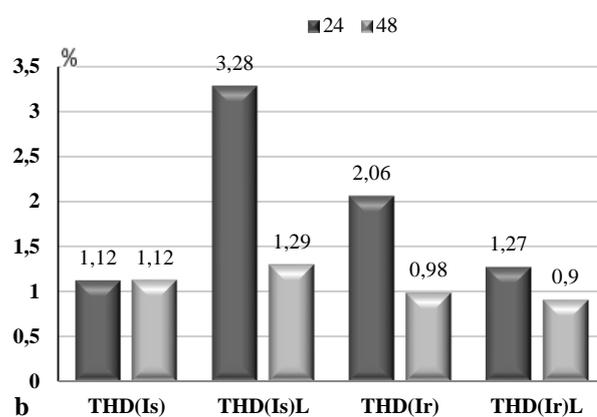
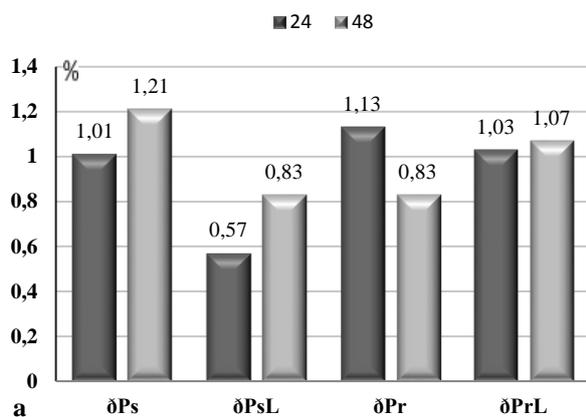


Рис.11 Диаграммы режимных параметров, при преобразовании с 60Гц на 50Гц. ¹²

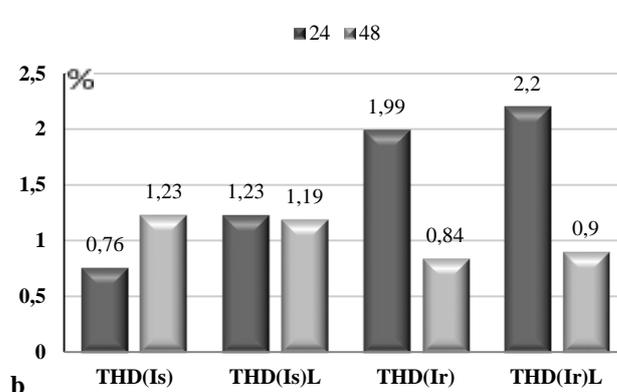
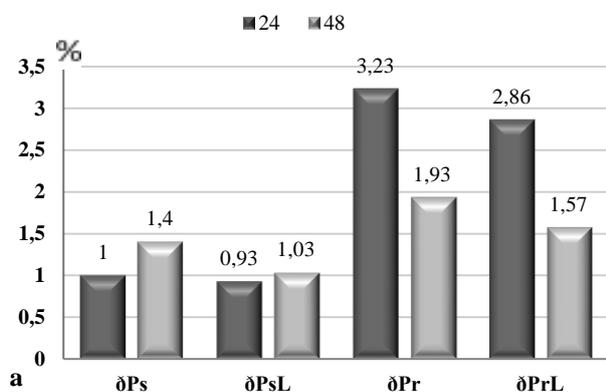


Рис.12 Диаграммы режимных параметров, при преобразовании с 50Гц на 49,6Гц. ¹³

Из анализа рис.11-16 видно, что:

- При работе на нагрузку величина колебания мощности на приемной системе при 48-и позиционном законе переключения выше, чем при 24-х позиционном при различных вариантах частотного преобразования. Причем, разница тем больше, чем меньше частота скольжения. Такой же характер колебательности

мощности наблюдается и при работе на активную нагрузку через ЛЭП с той лишь разницей, что абсолютное значение отклонения от среднего снижается примерно на 30-40%.

- Для приемной системы применение 48-и позиционного регулирования выглядит более эффективно, чем 24-х позиционное. Максимальный эффект наблюдается при

частоте скольжения 0,4. Однако следует отметить, что в этом случае величина отклонения существенно ниже, чем при преобразовании в 10Гц. При частоте скольжения 10Гц величины колебания мощности близки по значению как при питании нагрузки через ЛЭП, так и без нее.

- В целом при различных частотах скольжения между передающей и приемной системой степень колебательности:

- для передающей системы находится в диапазоне $0,69 \div 1,4\%$, а при работе через ЛЭП $-0,57 \div 1,03\%$,

- для приемной системы в диапазоне $0,83 \div 3,23\%$ и с ЛЭП $-0,85 \div 2,86\%$.

Исходя из вышесказанного, можно сделать вывод о достаточно высоком уровне стабильности передаваемой мощности в процессе преобразования частоты.

- При анализе $THD(I_s)$ токов на передающей системе можно сделать вывод о приблизительном равенстве вариантов 24-х и 48-и позиционного регулирования. Видно, что наименьшее значение коэффициента нелинейного искажения имеет место в случае частоты скольжения 0,4.

- Подключение нагрузки через ЛЭП приводит к существенному (более чем в два раза) увеличению коэффициентов нелинейного искажения токов на передающей системе для варианта 24-х позиционного регулирования, а на 48-и позициях существенного увеличения не происходит. Следует отметить, что при питании нагрузки через ЛЭП преобразование на 48-и позициях регулирования дает существенное снижение коэффициента гармонических искажений тока по сравнению с 24-х позиционным регулированием для всех режимов преобразования. Диапазон снижения THD может достигать $0,5 \div 2,0\%$.

- Для приемной системы преобразование на 48-и позициях переключения во всех режимах присоединения нагрузки и сочетаниях частот существенно эффективней 24-х позиционного регулирования. Уменьшение коэффициента нелинейного искажения токов THD может достигать $1,0 \div 1,3\%$;

- Максимальный эффект снижения коэффициента гармонических искажений тока для 48-и позиционного регулирования наблюдается на нагрузке при частоте скольжения 0,4.

IV ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Результаты работы позволяют сделать следующие выводы:

1. Предложен схемный вариант двухканального преобразователя частоты на базе фазоворотного трансформатора с круговым вращением фазы выходного напряжения выполненного по схеме «зигзаг-треугольник»;

2. Разработаны способы секционирования обмоток управления, обеспечивающие 24 и 48 позиций «тонкого» регулирования, которые позволяют реализовать дискретность переключения соответственно 5° и $2,5^\circ$ в каждом 120° -ом секторе «грубого» регулирования.

3. Построены структурно-имитационные модели двухканальных конверторов с 48-ю и 24-мя позициями переключения, на основе которых проведены расчетные эксперименты. Результаты экспериментов проиллюстрировали реализуемость идеи построения преобразователя частоты на основе предложенной схемы устройства.

4. Была проведена оценка качества преобразования при различных частотах скольжения между передающей и приемной системами при различных условиях подключения устройства. Показано, что параметры качества преобразования значительно отличаются для 48-и 24-х позиционного регулирования при различных частотах скольжения между передающей и приемной системами. Доказана эффективность 48-и позиционного регулирования, которая тем выше, чем меньше разница частот объединяемых систем.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1** Scheme of a static two-channel frequency converter.

²**Fig. 2** Vector voltages diagram at the moment the converter starts operation.

³**Fig. 3** The law of power keys management of “rough” regulation.

⁴**Fig. 4a** Vector diagram explaining the operation of the device behind the first rev.

⁵**Fig. 4b** Vector diagram explaining the operation of the device behind the second rev.

⁶**Fig. 5** Converter control winding sectioned to 24 switching positions.

⁷**Fig. 6** Strategy control of the device with 5° step resolution.

⁸**Fig. 7** Converter control winding sectioned to 48 switching positions.

⁹**Fig. 8** Strategy control of the device with 2,5° step resolution.

¹⁰**Fig.9** The scheme of the experiment when operating a 2-channel converter for active load

¹¹**Fig.10** The scheme of the experiment during the operation of a 2-channel converter on active load through a 30° power line

¹²**Fig.11** Diagram parameters of regime, when converting from frequency of 60Hz for 50 Hz.

¹³**Fig.12.** Diagram parameters of regime, when converting from frequency of 50Hz for 49,6 Hz.

БИБЛИОГРАФИЯ (References)

- [1] Grünbaum R., Petersson Å., and Thorvaldsson B., "FACTS, improving the performance of electrical grids," *ABB Rev.*, pp. 11–18, Mar. 2003.
- [2] Fang Z. Peng, Flexible AC Transmission Systems (FACTS) and Resilient AC Distribution Systems (RACDS) in Smart Grid. Proceedings of the IEEE Year: 2017, Volume: 105, Issue: 11 Pages: 2099-2115.
- [3] Zhenhua Zhang, Multi-function Integrated FACTS Devices and its Application in the Development of Smart Grid 2010 International Conference on Electrical and Control Engineering Year: 2010 Pages: 5349-5352.
- [4] Cardenas Hans; Zhang Lei; Noel Julien. Improvement on energy trade capacity for asynchronous power system by application of hybrid multi-infeed direct current transmission system *IEEE URUCON*, Montevideo, 2017, pp. 1-4, DOI: 10.1109/URUCON.2017.8171853.
- [5] Rajiv K. Varma. Introduction to FACTS Controllers. IEEE/PES Power Systems Conference and Exposition. 15-18 March 2009
- [6] Khan Rizwan M.; Iqbal Atif; Farhad Ilahi. Digital simulation of variable frequency transformer. Joint International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems & 2010 Power India. pp:1–6 doi:10.1109/PEDES.2010.5712376.
- [7] Merkhof A.; Upadhyay S; Doyon P. Variable frequency transformer-an overview. Conference: Power Engineering Society General Meeting, 2006. IEEE doi: 10.1109/PES.2006.1709639.
- [8] Nadeau Denis. A 100-MW Variable Frequency Transformer (VFT) on the Hydro-Québec TransÉnergie Network - The Behavior during Disturbance. IEEE Power Engineering Society General Meeting, Tampa, FL, 2007, pp. 1-5. doi: 10.1109/PES.2007.385584.
- [9] Zelenohat N.I., Aristov I.S. Analiz staticheskoy ustojchivosti ehnergosistem pri nalichii gibkih mezhsystemnyh svyazej s preobrazovatelyami chastoty. [Analysis of static stability of power systems in the presence of flexible interconnections with frequency converters] *Ehnergetik Izdatel'stvo: Nauchno-tehnicheskaya firma "EHnergoprogress" (Moskva) 2011, No:4 pp: 27-30. (In Russian).*
- [10] Demidova M.V., Semina I.A., Babich N.A. Asinhronizirovannyj sinhronnyj ehlektromekhanicheskij preobrazovatel' chastoty. [Asynchronized synchronous electromechanical frequency converter]. *Aktual'nye voprosy ehnergetiki materialy Mezhdunarodnoj nauchno-prakticheskoy konferencii. 2017 Izdatel'stvo: Omskij gosudarstvennyj tekhnicheskij universitet pp: 346-348 (In Russian).*
- [11] Prokopenko S.A. Asinhronizirovannyj ehlektromekhanicheskij preobrazovatel' chastoty. [Asynchronized electromechanical frequency converter] *Aktual'nye voprosy ehnergetiki. Materialy Vserossijskoj nauchnoj konferencii studentov, magistrantov, aspirantov. 2016 Izdatel'stvo: Omskij gosudarstvennyj tekhnicheskij universitet pp: 168-172. (In Russian).*
- [12] Zmaznov Eugeny; Lozinova Natalya; Suslova Olga; Andreev Mikhail; Ufa Ruslan. HVDC LCC technology and power quality issues in cross-border electrical power transmission Russia — Finland. IEEE PES Innovative Smart Grid Technologies Conference Europe (ISGT Europe). 2018 doi 10.1109/ISGTEurope.2018.8571805.
- [13] Long W.F.; Litzenberger W. Fundamental concepts in High-Voltage Direct-Current power transmission. PES T&D 2012, Orlando, FL, 2012, pp. 1-2. doi: 10.1109/TDC.2012.6281596.
- [14] Khan Fida Muhammad; Abbasi Ayesha; Khan Muhammad Azam; Imran Muhammad. General overview of using High Voltage Direct Current (HVDC) transmission in Pakistan for maximum efficiency and. 2015 Power Generation System and Renewable Energy Technologies (PGSRET) pp.1–5 doi:10.1109/PGSRET.2015.7312221.
- [15] Cardenas Hans; Zhang Lei; Noel Julien Modeling, Simulation and Application of Modular Multilevel Converter in Hybrid High Voltage Direct Current Transmission System. IEEE PES Transmission & Distribution Conference and Exhibition-Latin America (T&D-LA), Lima, 2018, pp.1-5. doi: 10.1109/TDC-LA.2018.8511758.
- [16] Ilahi Bakhsh Farhad; Mohammad Irshad; Jamil Asghar M. S. Modeling and simulation of variable frequency transformer for power transfer in-between power system networks. India International Conference on Power Electronics 2010 (IICPE2010) pp: 1-7.
- [17] Rahul R.; Jain Amit Kumar; Bhide Ravindra. Analysis of variable frequency transformer used in power transfer between asynchronous grids. IEEE International Conference on Power Electronics, Drives and Energy Systems (PEDES) 2012 pp: 1 – 5.

- [18] Flourentzou Nikolas; Agelidis Vassilios G. Georgios; Demetriades D. VSC-Based HVDC Power Transmission Systems: An Overview. IEEE Transactions on Power Electronics. (Volume: 24, Issue: 3, March 2009) pp: 592–602 doi: 10.1109/TPEL.2008.2008441.
- [19] Yousif Hakam Muayad; Vural Ahmet Mete Modeling of modular multilevel converter based high voltage direct current transmission system. 4th International Conference on Electrical and Electronic Engineering (ICEEE) 2017 pp. 43–51 doi: 10.1109/ICEEE2.2017.7935790.
- [20] Kala Meah; Sadrul Ula. Comparative Evaluation of HVDC and HVAC Transmission Systems. 2007 IEEE Power Engineering Society General Meeting pp: 1 – 5 doi:10.1109/PES.2007.385993.
- [21] Balyberdin L. L. i dr. Uvelichenie moshchnosti ehlektroperedachi 330/400 kV s vstavkoj postoyannogo toka mezhdru ehnergosistemami Rossii i Finlyandii. [Increasing the power of 330 / 400kV transmission with a back-to-back HVDC converter station between the power systems of Russia and Finland] EHlektricheskie stancii, 2004, № 10, pp. 50-54. (In Russian).
- [22] Janda Žarko S. Pregled standarda i preporuka za kontrolu viših harmonika u električnim mrežama Zbornik radova, Elektrotehnički institut "Nikola Tesla" 2004, br. 16, str. 33-46.
- [23] Denboer1 N.; Karawital C.; Mohaddes M. Frequency scan based screening technique for harmonic interactions of HVDC systems. 13th IET International Conference on AC and DC Power Transmission (ACDC 2017) doi:10.1049/cp.2017.0035.
- [24] Seleznev A.S. Snizhenie urovnya vysshih garmonik v ehlektricheskikh setyah vysokogo napryazheniya. [Reducing the level of higher harmonics in electric networks of high voltage]. Vestnik IrGTU 2014, №4 (87), pp.143-146. (In Russian).
- [25] Osipov D.A. Sposoby podavleniya garmonik v sistemah ehlektrosnabzheniya. [Ways to suppress harmonics in power supply system's] Mezhdunarodnaya konferenciya studentov, aspirantov i molodyh uchenyh Prospekt svobodnyj-2016, Krasnoyarsk, Si'irskij federal'nyj Universitet, 15-25 aprelya 2016. pp.49-52. (In Russian).
- [26] Amelin A.A. Upravlenie peretokom aktivnoj moshchnosti po neodnorodnoj mezh sistemnoj svyazi v ehnergosisteme. [Control the Active Power Flow on non-uniform intersystem communication in the power system]. Innovacii i investicii (Moskva) 2014, No:5 pp: 167-169 ISSN: 2307-180X. (In Russian).

Сведения об авторах.



Калинин Лев Павлович,
Институт Энергетики Молдовы, кандидат технических наук. Область научных интересов связана с разработкой и применением FACTS контроллеров в энерго-системах.
kalinin_lev@ie.asm.md



Зайцев Дмитрий Александрович, Институт Энергетики, кандидат технических наук. Научные интересы лежат в области исследования режимов энергосистем, содержащих гибкие межсистемные связи.
zaiats@ie.asm.md



Тыршу Михаил Степанович
Институт Энергетики, кандидат технических наук. Научные интересы связаны с диагностикой высоковольтного оборудования и силовой электроникой.
tirsu.mihai@gmail.com



Погорлецкий Вячеслав Михайлович, ПГУ им. Т.Г. Шевченко, кандидат физических наук. Научные интересы - разработка средств управления на основе силовой электроники.
departpe@gmail.com



Голуб Ирина Владимировна,
Институт Энергетики. Область научных интересов: режимы энергосистем, управляемые линии электропередачи переменного тока.
irina.golub@mail.ru



Калошин Данила Николаевич,
ПГУ им. Т.Г. Шевченко, научный сотрудник. Научные интересы связаны с исследованием современных средств управления режимами энергосистем.
danila-nik2005@yandex.ru

Calculation of the Electrostatic Field in Non-Homogeneous Structures

¹Berzan V., ²Patsyuk V., ²Rybacova G., ³Porumb R., ³Postolache P.

¹Institute of Power Engineering, ²Moldova State University, ³University POLITEHNICA of Bucharest

^{1,2}Chisinau, Republic of Moldova; ³Bucharest, Romania

Abstract. The paper examines a new approach of the finite volume method in determining the distribution of the electric field in non-homogeneous structures. The numerical calculation grid of the three-dimensional electric field is constructed using of the Delaunay triangulation concept and Voronoi cells. The purpose of the investigations is to simplify and order the algorithm for calculating the electric field distribution in non-homogeneous structures. The proposed algorithm is robust for calculating the potential and intensity of the electric field in non-homogeneous structures at the arbitrary distribution of voltage potential. The developed algorithm, during the computation process, ensures storage only the nonzero values of matrixes elements in the computer memory. The finite volume method keeps all the advantages of the finite difference method. Compared to the finite element method, the algorithm for constructing the finite difference relations is to simpler. In this case, there is no need to build a local and global rigidity matrix to form an equation solving system for the determination of capacitive coefficients of the electrical field. To solve the built system, we use the iterative method of conjugate gradients that converge very quickly for problems of the type examined. Numerical calculation of the electric field in the hollow cylinder with limited height and in the voltage divider from the glass-insulated micro conductors has been developed. The calculated the distribution of the electric field in the expanded voltage divider in the electrostatic screen. It is presented dates, which estimates the screen influence on capacitance of the voltage divider.

Keywords: potential, intensity vector, capacitive coefficients, method, finite volume, conjugate gradients, voltage divider.

DOI: 10.5281/zenodo.3723641

UDC:621.3(075)

Calculul câmpului electrostatic în structuri neomogene

¹Berzan V., ²Pațuc V., ²Rybacova G., ³Porumb R., ³Postolache P.

^{1,2}Chișinău, Republica Moldova; ³București, România

Rezumat. În lucrare se prezintă o nouă abordare a utilizării metodei volumului finit în determinarea distribuției câmpului electric în structuri neomogene. Grila numerică de calcul a câmpului electric tridimensional este construită folosind conceptul de triangulație Delaunay și celulele Voronoi. Scopul investigației constă în simplificarea și ordinarea algoritmului de calcul a distribuției câmpului electric în structuri neomogene. Algoritmul propus este robust pentru calcularea potențialului și a intensității câmpului electric în structuri neomogene la distribuția arbitrară a potențialului de tensiune. Algoritmul dezvoltat, în timpul procesului de calcul, asigură stocarea numai a valorilor diferite ale elementelor matricei în memoria computerului. Metoda volumului finit păstrează toate avantajele metodei diferenței finite. În comparație cu metoda elementului finit, algoritmul pentru construirea relațiilor de diferență finită este mai simplu. În acest caz, nu este necesară construirea unei matrice de rigiditate locală și globală pentru a forma un sistem de rezolvare a ecuațiilor pentru determinarea coeficienților capacitivi ai câmpului electric. Pentru a rezolva sistemul construit, folosim metoda iterativă a gradientilor conjugati care converg foarte rapid pentru probleme de tipul examinat. A fost executat calculul numeric al câmpului electric din cilindrul gol cu înălțime limitată și al divizorului rezistiv de tensiune construit în baza micro-conductoarelor izolate din sticlă. S-a calculat distribuția câmpului electric în divizorul de tensiune amplasat constructiv într-un ecran electrostatic. Se prezentată date, care permit estimarea influenței ecranului electrostatic asupra capacității divizorului de tensiune.

Cuvinte-cheie: potențial, vector de intensitate, coeficienți capacitivi, metoda, volum finit, gradienti conjugati, divizor de tensiune.

Расчет электростатического поля в неоднородных структурах**¹Берзан В. П., ²Пацюк В. И., ²Рыбакова Г. А., ³Порумб Р., ³Постолаке П.**¹Институт Энергетики, ²Государственный Университет Молдовы, ³Бухарестский Политехнический Университет^{1,2}Кишинэу, Республика Молдова; ³Бухарест, Румыния

Аннотация. В статье рассматривается новый подход применения метода конечных объемов при определении распределения электрического поля в неоднородных структурах. Сетка для численных расчетов трехмерного электрического поля строится с использованием концепции триангуляции Делоне и ячеек Вороного. Цель исследований - упростить и упорядочить алгоритм расчета распределения электрического поля в неоднородных структурах. Предложенный алгоритм является надежным для расчета потенциала и напряженности электрического поля в неоднородных структурах при произвольном распределении потенциала напряжения. Разработанный алгоритм в процессе вычислений обеспечивает хранение только ненулевых значений элементов матриц в памяти компьютера. Метод конечных объемов сохраняет все преимущества метода конечных разностей. По сравнению с методом конечных элементов алгоритм построения конечно-разностных отношений является более простым. В этом случае нет необходимости строить матрицу локальной и глобальной жесткости для формирования системы решения уравнений для определения емкостных коэффициентов электрического поля. Для решения построенной системы уравнений используется итерационный метод сопряженных градиентов, которые очень быстро сходятся для задач рассматриваемого типа. Выполнен численный расчет электрического поля в полем цилиндре с ограниченной высотой и в делителе напряжения изготовленный на основе микропровода в стеклянной изоляции. Расчитано распределение электрического поля в резистивного делителя напряжения из микропровода расположенного в электростатическом экране. Представлены результаты расчета, по которым оценивается влияние экрана на емкость делителя напряжения.

Ключевые слова: потенциал, вектор интенсивности, емкостные коэффициенты, метод, конечный объем, сопряженные градиенты, делитель напряжения.

INTRODUCTION

Many phenomena and processes can be described through mathematical relationships with partial derivatives. For these equations, it is necessary to formulate the initial and marginal boundary conditions. Often, the only possibility to obtain the solutions of the problem is the use of numerical calculation methods and parametric analysis with the use of mathematical models. Mathematical models must match the constructive and physical particularities of the studied object (adequacy, precision, flexibility, economic resonance, etc.) [1, 2].

The emergence of computers has determined the extension of the use of the methods of obtaining solutions of multidimensional differential equations by their numerical integration [3, 4]. The solution of the differential equations depends on the values of the coefficients of these equations.

If we examine to the energy system, we can see that all elements of the power system are characterized by an obvious constructive inhomogeneity. This particularity leads to difficulties in calculating the values of the primary and secondary parameters of the functional components of the power system.

Addressing the physical heterogeneity of electrical installations is a complex scientific and technical issue, especially when there are large differences in the geometric dimensions of the

zones and of the electrophysical parameters of these areas [5-6]. Maxwell equations presented in differential and integral form represent the theoretical basis for solving these problems.

The macroscopic bodies of the non-homogeneous environment are limited by surfaces, which may have an arbitrary relief. Following the structural inhomogeneity, the values of the electrophysical parameters of the macroscopic bodies can be changed by jumping to the boundaries of the selected areas. As a result, the electromagnetic fields generated by these bodies can also change very strongly when moving from one macroscopic body to another.

The paper presents an approach to the problem of elaborating numerical mathematics models for calculating the electric fields in non-homogeneous environments, based on the meshing procedure on blocks using the characteristic ideas for the finite volume method [7].

I. FORMULATION OF THE BOUNDARY VALUE PROBLEMS

To realize these methods, it is necessary to use 2D or 3D calculating grids with structured or unstructured topology. The use of unstructured calculating grids faces difficulties in examining tridimensional problems.

In order to overcome these difficulties is reasonable to dividing the volume of the non-

homogeneous environment into several sub-zones with relatively simple form blocks is argued. In these blocks it is possible to construct relatively simple calculation networks, by taking into account the boundary conditions of these blocks.

This separation into structured blocks and use the finite volume method provides of advantages in making numerical calculations of the physical fields in unhomogeneous environments. Advantages of the finite volume method: preserving of the basic values in the highlighted volume (system energy, mass, heat fluxes etc); high speed of the calculation; the possibility of applying the method for objects with complex topology and curved borders.

We will examine the problem of calculating the distribution of the electric field in a non-homogeneous three-dimensional structure. We will determine the three-dimensional distribution of potential $u(x, y, z)$ in the multi-associate areas of the non-homogeneous environment Ω , for which the distribution function of the absolute dielectric permeability $\varepsilon_a(x, y)$ has a constant value in those areas. The function $u(x, y, z)$ inside the domain Ω satisfies the Poisson equation:

$$\text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u) = -\sigma(x, y, z) \quad (1)$$

in which $\sigma(x, y, z)$ - distribution density of free electrical charges.

If the function $\sigma(x, y, z) = 0$ in the domain Ω , the relation (1) will correspond to the Laplace equation $\text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u) = 0$. We also considered, that at the boundaries $\Gamma = \partial\Omega$ of the domain Ω , the values of the potential $u(x, y, z)$ are known:

$$u(x, y, z)|_{\Gamma} = \mu(x, y, z) \quad (2)$$

The vector of the electrical field strength $\vec{E} = -\text{grad} u$ is determined using the known value of the potential u , and value of the electrical displacement vector will be determined from the $\vec{D} = \varepsilon_a \vec{E}$ relation. At interfaces of heterogeneous environments, the conditions of continuity for the potential and electric displacement is determined from relationships: $[u] = 0$ and $[\vec{D}, \vec{n}] = 0$. The square brackets indicate the difference between the limit values u and \vec{D} to the left and to the right of the delimitation interface, and \vec{n} - the normal vector to the highlighted interface.

II. DISCRETE MODEL OF CALCULATION

The use Finite Element Method or Finite Volume Method requires calculation grids, which including many triangles and/or pyramid-

shaped elements. The use of algorithms for defining geometric figures of this type based on Delaunay triangulation simplifies this problem.

The Delaunay triangulation solves the problem of finding such a set of points in the plane (three-dimensional space), so that, there is no point of this ensemble to be positioned within the inside the circle (sphere) of any triangle (triangular pyramids) whose (whose) peaks are points located in this plane (three-dimensional space). Delaunay triangulation ensures maximizing the minimum angle of all grid triangles (pyramids), which ensures minimization of errors conditioned by the numerical differentiation procedure.

A. Theoretical Aspects of Applying the Finite Volume Method

To illustrate the application of the finite volume method we will select a body with curved surfaces, fig.1. The space in which the hollow cylinder is located includes three substructures with different electrophysical parameters at the delimitation boundaries of the specified areas.

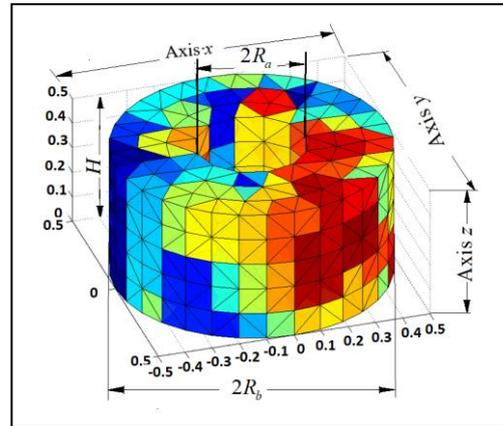


Fig.1. The grid of pyramid is for calculating the electric field distribution in the hollow cylinder with the finite volume method.

In the case of the numerical calculation of the distribution of physical fields in non-homogeneous environments, we have a Dirichlet problem, which consists in determining the function which is the solution of a differential equation in the examined space.

To solve numerically the Dirichlet problem, we divide the volumetric domain into the finite set of volumetric elements in the form of volumetric tetrahedra (pyramids). The vertices of the pyramids are called the nodes of the differential network. It is possible to construct a lot of three-dimensional domain divides into the pyramids where the nodes have fixed positions.

We will divide the hollow cylinder into volumetric elements (tetrahedra) - a total of 1980 pyramids. This provides us with the creation of a calculation grid that includes 528 nodes.

Let denote by T_h the set of grid pyramids, where h is the maximal value of the pyramids side lengths. Let introduce also the dual grid T_h^* that consists from so-called of the Voronoi cells. Each Voronoi cell encloses one of the inside nodes of the differential grid.

Figure 2 shows the schematic of the mutual links of a base node of the Voronoi three-dimensional cell. Voronoi cell is a polyhedron with green faces (fig.2).

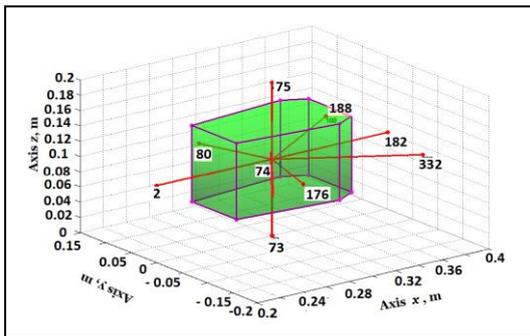


Fig.2. Voronoi cell with a polyhedron shape for the base node number 74.

To illustrate the essence of the numerical network structure is to select of the base node which number 74. This node 74 has links to base nodes 2, 73, 75, 80, 176, 182, 188 and 332, which are defined as neighboring nodes. In this case the Voronoi cell represents a polyhedron with semi-transparent faces.

Each face of the Voronoi cell is orthogonal to the segment between the base node and the neighboring node, and the point of intersection between the face and segment is located at the midpoint of that segment. Let denote by P_0 the basic node and by $K_{P_0}^*$ - the Voronoi cell. The vertices of Voronoi cell $K_{P_0}^*$ we denote by Q_i . These vertices Q_i are the centers of the spheres circumscribed around the tetrahedrons having the point P_0 as a vertex.

As an approximate solution of equations (1) and (2), we select a linear function $u_h(x, y, z)$ on portions, which must be continuous in the domain $\bar{\Omega}$ and linear on each tetrahedron $K \in T_h$. The function $u_h(x, y, z)$ on the tetrahedron T_h can be defined using the notations in fig. 3.

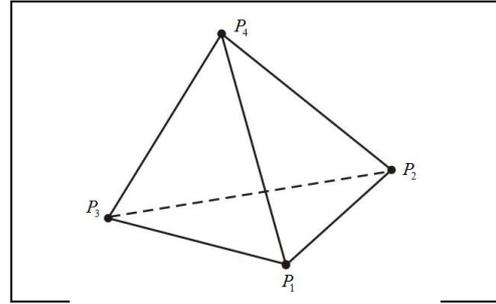


Fig.3. Nodes of tetrahedral from the calculation grid.

We will note in general the tetrahedron (fig. 3) by the relation $K = P_1P_2P_3P_4$, which includes the nodes P_1, P_2, P_3, P_4 . Let the tetrahedron $K = P_1P_2P_3P_4$ (fig. 3) be some element of the set T_h and $P(x, y, z)$ be an arbitrary point of this element.

In this tetrahedron for each vertex we introduce the shape functions $N_i(x, y, z), i = 1, 4$. These functions should verify the following conditions: the functions are linear and their values at the tetrahedron vertices are equal to 0 or 1, i.e. $N_i = 1$ for $i=k$ and $N_i = 0$ for $I \neq k$.

The shape functions can be represented in the explicit form through the coordinates of the vertices:

$$N_i(x, y, z) = w_{1,i}x + w_{2,i}y + w_{3,i}z + w_{4,i}, \quad (3)$$

in which, $w_{1,i}, w_{2,i}, w_{3,i}$ and $w_{4,i}$ - are the components of the vectors $\bar{w}_i, i = 1, 4$.

To determine the vectors \bar{w}_i , we must solve four systems of equations such as: $A\bar{w}_i = \bar{f}_i, i = \overline{1,4}$. The elements of the matrix A are formed from the coordinates of the vertices $P_i = P_i(x_i, y_i, z_i), i = \overline{1,4}$ of tetrahedron as follows:

$$A = \begin{pmatrix} x_1 & y_1 & z_1 & 1 \\ x_2 & y_2 & z_2 & 1 \\ x_3 & y_3 & z_3 & 1 \\ x_4 & y_4 & z_4 & 1 \end{pmatrix};$$

$$\bar{f}_i = (f_{1,i}, f_{2,i}, f_{3,i}, f_{4,i}), f_{k,i} = \begin{cases} 1, & i = k \\ 0, & i \neq k \end{cases}.$$

Using the shape functions for every grid node (internal or boundary) we introduce the basic function $\varphi_i(x, y, z), i = 1, 2, \dots, n, n + 1, \dots, n_1$ (n and n_1 represent here the number of internal

nodes and the total number of nodes correspondingly). The function $\varphi_i(x, y, z)$ is piecewise linear, i.e. it is continuous and linear on each tetrahedron with unit value in the node P_i and with zero values in all other nodes. Following the satisfaction of these conditions, the function of the approximate solution $u_h(x, y, z)$ can be represented as a linear combination of basic functions:

$$u_h(x, y, z) = \sum_{i=1}^{n_h} u_i \varphi_i(x, y, z). \quad (4)$$

The coefficients u_i from equation (4) are equal to the unknown potential values at the node

$$P_i(x_i, y_i, z_i), \text{ i.e. } u_h(x_i, y_i, z_i) = u_i.$$

In contrast to the finite element method, the generalized approach proposed by Galerkin is used in the finite volume method. This generalized approach consists in following. In the condition of orthogonality of the finite element method

$\int_{\Omega} \text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u_h) \varphi_k dV = - \int_{\Omega} \sigma \varphi_k dV, k = \overline{1, n}$, we use basis functions $\psi_k(x, y, z)$ of the space $W_2^0(\Omega) = L_2(\Omega)$ as follows [7,11]. Let introduce new basis functions $\psi_k(x, y, z)$ for dual grid T_h^* by the following rule: function $\psi_k(x, y, z)$ possesses the constant unit values in the Voronoi cell for internal node P_k and it possesses zero values in the rest of domain. Then the condition of orthogonality with functions $\psi_k(x, y, z)$ gets the form:

$$\int_{\Omega} \text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u_h) \psi_k dV = - \int_{\Omega} \sigma \psi_k dV, k = \overline{1, n}. \quad (5)$$

Since, the function $\psi_k(x, y, z)$ is nonzero only in the Voronoi cell $K_{P_k}^*$, we obtain the following relation for the orthogonality condition:

$$\int_{K_{P_k}^*} \text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u_h) dV = - \int_{K_{P_k}^*} \sigma dV, \quad (6)$$

in which $K_{P_k}^*$ represents the Voronoi cell for the node P_k .

To obtain a system of linear algebraic equations for unknown values of a function u_h in the nodes of the calculation grid to apply the finite volume method it is necessary of proceeding as follows.

To do this, we will examine in the three-dimensional space with Cartesian coordinates Oxyz of Poisson equation

$\text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u) = -\sigma(x, y, z)$. We will integrate the Poisson equation into the space corresponding to the $K_{P_k}^*$ cell volume with obtained of the following relationship:

$$\int_{K_{P_k}^*} \text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u) dV = - \int_{K_{P_k}^*} \sigma(x, y, z) dV. \quad (7)$$

We will examine the left side of the relationship (7). For this we apply the divergence theorem:

$$\begin{aligned} \int_{K_{P_k}^*} \text{div}(\varepsilon_a \text{grad} u) dV &= \int_{\partial K_{P_k}^*} \varepsilon_a \text{grad} u \cdot \bar{n} dS = \\ &= \int_{\partial K_{P_k}^*} \varepsilon_a (\text{grad} u, \bar{n}) dS = \int_{\partial K_{P_k}^*} \varepsilon_a \frac{\partial u}{\partial n} dS \end{aligned} \quad (8)$$

in which $\partial K_{P_k}^*$ - the full surface of the polyhedron; $K_{P_k}^*$; \bar{n} - the external normal to the surface $\partial K_{P_k}^*$; $\partial u / \partial n$ is the derivative of function u by this normal.

In this case the equation (7) takes the form:

$$\int_{\partial K_{P_k}^*} \varepsilon_a \frac{\partial u}{\partial n} dS = - \int_{K_{P_k}^*} \sigma(x, y, z) dV. \quad (9)$$

Thus, it was proved that obtaining the solution of the equations (1) and (2) by applying the finite volume method is reduced to the approximation of the relation (9) in the internal nodes of the Voronoi cell calculation grid.

A similar procedure is inherent to the finite difference method for a rectangular cell grid. In this context, the finite volume method can be considered as a generalization of the finite difference method for divide case of the space in blocks with arbitrary shape cells. For this reason, the finite volume method keeps all the advantages of the finite difference method, and, compared to the finite element method and the algorithm for constructing the relationships in finite differences proves to be simpler.

Because of these consequences, in obtaining the numerical solutions of the electric field repairs in the non-homogeneous environment with the application of the finite volume method, it is not necessary to construct local and global rigidity matrices, which are necessary to the use finite element method.

B. Applying the Finite Volume Method to the Calculation of the Electric Field

Either in the Voronoi cell $K_{P_0}^*$ (fig. 2) the base node is denoted by the symbol P_0 . With the

symbols $P_i, i = \overline{0,8}$ we will denote the nodes of the calculation grid. Symbols $S_i, i = \overline{1,8}$ are used to describe lateral faces, which are orthogonal to the straight-line segment $\overline{P_0P_i}$. The parameter $M_i, i = \overline{1,8}$ describes the points of intersection of the orthogonal $\overline{P_0P_i}$ segments with the lateral faces S_i of the Voronoi cells. When accepting these notations for the Voronoi cell, we have the possibility to approximate of the integral on the $\partial K_{P_0}^*$ surface (9) by the following expression:

$$\int_{\partial K_{P_0}^*} \varepsilon_a \frac{\partial u}{\partial n} dS = \sum_{i=1}^8 \int_{S_i} \varepsilon_a \frac{\partial u}{\partial n} dS \cong \sum_{i=1}^8 \varepsilon_a(M_i) \frac{u(P_i) - u(P_0)}{|\overline{P_0P_i}|} S_i,$$

in which: $\varepsilon_a(M_i)$ - the dielectric permeability value at the point of intersection of the PP segment with the side S_i surface; $u(P_i)$ and $u(P_0)$ -voltage values of points P_i and P_0 ; $|\overline{P_0P_i}|$ - the length of the segment marked $\overline{P_0P_i}$.

The integral on the right side of the expression (9) will be approximate it with the following relationship:

$$\int_{K_{P_0}^*} \sigma(x, y) dV = \sigma(P_0)V_0,$$

where: V_0 is the volume of the Voronoi cell $K_{P_0}^*$.

As a result, the expression (9) can be transcribed in the following form:

$$\sum_{i=1}^8 \varepsilon_a(M_i) \frac{u(P_i) - u(P_0)}{|\overline{P_0P_i}|} S_i = -\sigma(P_0)V_0.$$

After some transformations, we can write for the point noted by P_0 of the calculation grid the following relationships:

$$\alpha_0 u(P_0) + \sum_{i=1}^8 \alpha_i u(P_i) = -\sigma(P_0)V_0, \quad (10)$$

in which: $\alpha_i = \varepsilon_a(M_i) \frac{S_i}{|\overline{P_0P_i}|}, i = \overline{1,8}; \alpha_0 = -\sum_{i=1}^8 \alpha_i$.

Equation (10) can be written for each internal node of the calculation grid. For the boundary nodes of the highlighted volumes it is necessary to use the limit conditions (2).

As a result, we obtain the system of linear algebraic equations with symmetrical matrix. Each type (10) equation contains only a few elements that differ from zero. The number of equations that meet this condition is not high (usually between 9-25 equations). As a result, the final matrix of the system of equations drawn up based on the finite volume method has a relatively small dimension.

Another particularity of the procedure of calculating the electric field in non-homogeneous structures is that, in the proposed algorithm, only the nonzero elements of the matrix are stored in computer memory.

To solve the obtained equation system, we use the iterative method of conjugate gradients that converge very quickly for problems of the type examined.

The solution obtained $u_h(x, y, z)$ in the domain $\overline{\Omega}$ makes it possible to construct the field of flux of the vector intensity $\vec{E} = (E_x, E_y, E_z) = -\text{grad} u$ of the electric field.

We will note by ν of the vector flux \vec{E} that crosses the unitary area of the orthogonal surface with the \vec{E} vector.

For these conditions, the contour lines $u(x, y, z) = \text{const}$ and the lines $\nu(x, y, z) = \text{const}$ form mutually orthogonal families.

The function $\nu(x, y, z)$ can be obtained by calculation of the following contour integral:

$$\nu(x, y) = \int_{(x_0, y_0, z_0)}^{(x, y, z)} (E_x dx + E_y dy + E_z dz),$$

in which: x_0, y_0, z_0 - the coordinates of an arbitrary fixed point in the domain Ω , and the path of integration is located inside it.

In the case of a multiply connected area, the integration path must not cross of domain cuts, which lead to a single connected structure.

The capacitance C between two conductive bodies is calculated by the formula:

$$C = \frac{q}{u_1 - u_2}, \quad (11)$$

where: $(u_1 - u_2)$ is potential difference of these bodies.

The value of the electric charge q , located inside a volume V , is calculated according to the Gauss theorem for the body with of $S = \partial V$ surface, having as an independent variable the intensity \vec{E} of the electric field:

$$q = \varepsilon \int_S \vec{E} \cdot d\vec{S} = -\varepsilon \int_S \text{gradu} \cdot d\vec{S} = -\varepsilon \int_S (\text{gradu} \cdot \vec{n}) dS = -\varepsilon \int_S (\partial u / \partial n) dS, \quad (12)$$

in which: S - arbitrary surface, which includes the body, with electrical charge; \vec{n} - the exterior normal vector to the surface S , ε - the dielectric permissivity.

III. VERIFICATION OF THE ALGORITHM

The algorithm proposed to solve the electric field problem was made as a complex of programs in the Matlab application environment. The robustness of the algorithm and software package have been tested on an object, which having geometry of a hollow cylinder (Fig. 1). In the calculation model the initial condition was formulated, which sets a non-zero value of the potential on the internal surface of the hollow cylinder. At the same time, it was considered that the outer surface of the cylinder (lateral and its bases) having the null value of the potential.

The algorithm described was the basis of elaboration the calculation software of the three-dimensional distribution of the potential $u(r, \varphi, z)$ of the electric field in the hollow cylinder. Cylinder has the dimensions: the internal radius $R_a = 0.2$ m; outer radius $R_b = 0.5$ m; cylinder height $H = 0.5$ m.

The following limit conditions have been formulated:

- the potential on the outer side surface of the cylinder: $u(R_b, \varphi, z) = 0$;
- the potential on the surface of the cylinder head from above:

$$u(r, \varphi, H) = U_0 (0.25 \cos \varphi + 0.75) [(R_b - r) / (R_b - R_a)];$$

- the potential on the surface of the cylinder head from the bottom:

$$u(r, \varphi, 0) = \left(\frac{U_0}{2} \right) (0.25 \cos \varphi + 0.75) [(R_b - r) / (R_b - R_a)];$$

- the potential on the inner side surface of the cylinder:

$$u(R_a, \varphi, z) = \frac{U_0}{2} (0.25 \cos \varphi + 0.75) \left(1 - \frac{z}{H} \right).$$

We will consider that the potential U_0 has the value $U_0 = 10V$.

To construct a spatial discrete grid in the cylinder volume, a stairway was selected: 10 divisions along the vertical axis z , 6 divisions along the beam and 25, 32, 38, 44, 50, 56, 62 divisions along the circumference. In this case, the divisions or steps have the size were 0.05 m, and the total number nodes of grid was 3377. Taking into account these division conditions, the volume of the cylinder was divided into 15810 tetrahedra.

The solution to the test problem's (fig. 1) is shown in fig. 4. The distribution of the equipotential lines $u_i = const$ (full lines) and the lines describing the distribution of the flux intensity vector \vec{E} (dotted lines) of the electric field in the transverse section placed at the half height of the cylinder ($z = H / 2 = 0.25$ m) is shown in fig.4a. The distribution of the electric field in the section of the vertical plane of the cylinder with the coordinate $y = 0$ is shown in fig. 4b.

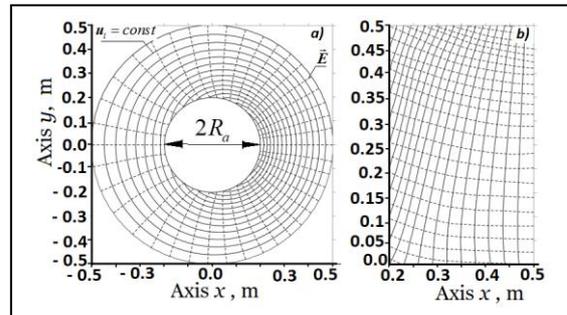


Fig. 4. Electrical field distribution in the hollow cylinder: a) - in the cross-section with the coordinate $z = H / 2 = 0.25$ m; b) - in the plane of the vertical section - $y = 0$ and $R_a < x < R_b$.

The proposed algorithm and numeric computing software allows the analysis of the electric field distribution in any section of the hollow cylinder. The voltage dividers are used to measure of the high voltage. The use of glass-insulated micro conductors is a reasonable solution for the manufacture of voltage dividers from resistive element [12].

The determination of the electrostatic fields and electrical capacities of the high-voltage dividers is a difficult issue because of their constructive complexity. This can be done using the finite volume method. An example of a constructive embodiment of the voltage divider is shown in fig. 5a. The resistive element has the following dimensions: $H1 = 120$ mm; $D1 = 28$ mm; $D2 = 18$ mm. The screen has the height $H = 220$ mm and the diameter $D = 75$ mm. Relative

dielectric constant for glass $\varepsilon_1 = 6$ and $\varepsilon_2 = 1$ units for air. The potential changes linearly from zero (grounded terminal) to ten units (terminal connected to high voltage). fig. 5b and fig. 5c

represents the potential and intensity curves of the field of the resistive divider with screen and without it.

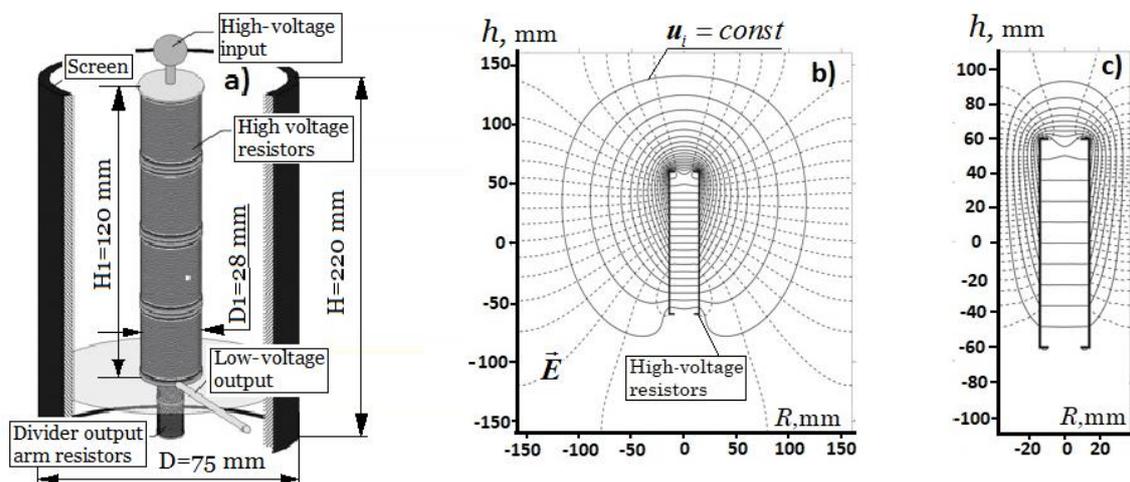


Fig. 5. General view of the voltage divider (a) made of micro conductors, the distribution of the potential and intensity of the electric field of the non-screen divider (b) with capacity of 22.0 pF (19 675 nodes the calculation grid) and the cylindrical screen divider with the capacity of 41.0 pF (calculation grid has 66164 nodes).

IV. CONCLUSIONS

An effective algorithm has been proposed to solve the problem of calculating the electric field in non-homogeneous structures based on the finite volume method. The algorithm, during the computation process, stores only the nonzero values of matrixes elements in the computer memory.

The finite volume method keeps all the advantages of the finite difference method. Compared to the finite element method, the algorithm for constructing the finite difference relations is to simpler. In this case, there is no need to build a local and global rigidity matrix to form an equation solving system for the determination of capacitive coefficients of the electrical field.

REFERENCES

- [1] *An Introduction to Mathematical Modelling*. Glenn Marion, Bioinformatics and Statistics Scotland, Given 2008 by Daniel Lawson and Glenn Marion [Electronic resource], 2008. -32p. https://people.maths.bris.ac.uk/~madjl/course_text.pdf/
- [2] A. Neumaier, "Mathematical Model Building", Chapter 3 in: *Modeling Languages in Mathematical Optimization* (J. Kallrath, ed.), Applied Optimization, Vol. 88, Kluwer, Boston 2004. <http://www.mat.univie.ac.at/~neum/papers.html#model/>.
- [3] A.N.Tikhonov and A.A.Samarskiy. *Uraveniya matematicheskoy fiziki* [Equations of mathematical physics.]. – M.: Nauka, 1977. – 736 s.
- [4] A. A. Samarskiy and Ye.S Nikolayev. *Metody resheniya setochnykh uravneniy* [Methods for solving grid equations]. – M: Nauka, 1978. – 592 s.
- [5] P. M. Tikhomirov. *Raschet transformatorov* [Calculation of transformer]: Ucheb. posobiye dlya vuzov.-5-oye izd. prerab. i dop. – M: Energoatomizdat, 1986. – 528 s
- [6] V. M. Postolaty. *Kompaktnye upravleaimye samokompensiruiusciesea visokovoltmie linii elektroperedaci peremennogo toka* [Compact Controlled self-compensating high violtage alternating current Electrical Lines (in three parts) /Inst. Energetiki ANM/ –Kishinev: TASM, 2017.- 732 c. ISBN 978-9975-62-404-6.
- [7] R. Li, Z. Chen and W. Wu. *Generalized difference methods for differential equations. Numerical analysis of finite volume methods*. New York-Basel: Marcel Dekker, Inc., 2000. – 459 p.
- [8] Ye. M. Smirnov and D. K. Zaytsev. "Metod konechnykh ob"yemov v prilozhenii k zadacham

gidrogazodinamiki i teploobmena v oblastiakh clozhnoy geometrii” [The finite volume method as applied to the problems of fluid dynamics and heat transfer in areas of complex geometry.]. *Nauchno tekhnicheskiye vedomosti 2’ 2004. Problemy turbulentsnosti i vychislitel'naya gidrodinamika (k 70-letiyu kafedry «Gidroaerodinamika»).* - pp. 1-22.

- [9] Metod Finite Volume — realizatsiya na primere teploprovodnosti [Finite Volume Method - implementation on the example of thermal conductivity]. <https://aero.spbstu.ru/publ/smironov3.pdf>
- [10] V.M. Kovenya, D. V.Chirkov. *Metody konechnykh raznostey i konechnykh ob'yemov dlya resheniya zadach matematicheskoy fiziki*

[Methods of finite differences and finite volumes for solving problems of mathematical physics.]. Uchebnoye posobiye. NGTU, Novosibirsk, 2013. -86p.

- [11] V. Patsiuk. Mathematical methods for electrical circuits and fields calculation. Chisinau, CEP USM, 2009. – 442p.
- [12] V.L. Kim, S.V. Silushkin, A.N. Plotnikov “Mathematical Models and methods of multidecade inductive voltage divider calculation”, IEEE/Siberian Conference on Control and Communications (IEEE Cat. No.03EX687), 2003

Information about authors.



Berzan Vladimir. Doctor of Science, Deputy Director of the Power Engineering. Fields of scientific interest: energy, steady and transient processes in electrical circuits, mathematical modeling, diagnostics of energy equipment.

E-mail: berzan@ie.asm.md



Pațuc Vladimir. Doctor of Physics and Mathematics Science, Associate Professor of the Moldova State University, Areas of scientific interests: numerical analysis, mathematical physics, theoretical mechanics and theoretical electrical engineering.

E-mail: patsiuk@mail.ru



Rybacova Galina. Doctor of Physics and Mathematics, Associate Professor of the Moldova State University. Areas of scientific interests: numerical analysis, mathematical physics, mechanics of a deformed body.

E-mail: gal_rib@mail.ru



Radu Porumb. Professor, PhD, University POLITEHNICA of Bucharest. Professional experience has focused mainly on electrical systems, distributed production, renewable resource planning and development. E-mail: raduporumb@yahoo.com



Postolache Petru. Professor, PhD, University POLITEHNICA of Bucharest. Professional experience has focused mainly on electrical systems, distributed production, renewable resource planning and development.

Methodology for Assessment the Possibility of Transfer Six-Phase Power Line into the Mode of Operation with Incomplete Number of Phases

Kiorsak M.V., Turturica N.N.
 Technical University of Moldova
 Chisinau, Republic of Moldova

Abstract. In electric power systems due to various reasons: short circuits, phase breaks, ice melting, phase-by-stage repair of a high-voltage power line (transmission line), interruptions in the power supply to the consumer occur. On single-sided power lines, this leads to a prolonged shutdown of consumers, and to a significant emergency lack of electricity supply. Switching the line to operation with incomplete number of phases significantly increases the reliability of consumes power supply. For double-circuit power lines it is always possible to keep in work at least two phases out of six. Among the various options for double-circuit power lines, the so-called self-compensating and controlled self-compensating high-capacity power transmission lines (SCL and CSCL) were proposed. For unidirectional power supply lines, these cases are accompanied by a prolonged shutdown of consumers from the electrical energy and a long time with a lack of supply. The article is devoted to the methodology for calculation the throughput of SCL and CSCL, which operate with incomplete number of phases. The methodology is based on the use of six symmetric components of currents and voltage of the SCL (CSC) and can be extended and applied in principle to any six-phase power transmission lines, in particular, two-circuit conventional power lines. The equivalents substitution complex schemes in the coordinates of the six symmetrical components in the MATLAB program are modeled. This allows us to find the currents and transmitted power through the line and voltages in the nodes of the network and evaluate the possibility of its operation in this mode.

Keywords: electrical lines with self-compensation and controlled self-compensation; incomplete number of phases; six symmetrical components.

DOI:10.5281/zenodo.3723643

UDC: 621.315.1

Metodologie pentru evaluarea posibilității transferului unei linii electrice cu șase faze în regim de funcționare cu numărul necomplet de faze

Chiorsac M. V., Turturica N.N.
 Universitatea Tehnică a Moldovei
 Republica Moldova

Rezumat. În sistemele electroenergetice din diferite motive ca scurtcircuite, rupri a faze, topirea gheții, reparație pas cu pas a unei linii de înaltă tensiune (linie de transmisie), se produc întreruperi în alimentarea consumatorilor. Obiectivul lucrării este de a dezvolta o metodologie pentru calcularea debitului unei linii de transmisie a energiei cu șase faze, luând ca exemplu linii electrice cu autocompensare și de tip LEDA, care funcționează într-un regim de sarcină cu număr necomplet de faze. Pentru a atinge acest obiectiv, am folosit o tehnică bazată pe utilizarea a șase componente simetrice ale curenților și tensiunilor LEC (LEDA) pentru diferite regimuri asimetrice și care poate fi distribuită și aplicată în principiu la orice tip de linii de alimentare cu șase faze, în special, la liniile de alimentare convenționale cu dublu circuit. În mod similar cu metoda binecunoscută a componentelor simetrice trifazice, utilizată pentru a evalua posibilitatea transferării unei linii de alimentare trifazate într-un regim incomplet de faze, metoda componentelor simetrice cu șase faze poate simplifica semnificativ calculul. Cel mai important rezultat al acestei lucrări o prezintă metoda de calculul al parametrilor electrici (curenți și tensiuni) în cazul unui regim de funcționare ce număr necomplet de faze, utilizând condițiile de limită pentru porțiunea avariata a liniei electrice de transmisie. Semnificația rezultatelor constă în obținerea unui scheme complexe echivalente la ruperea fazei în coordonatele fazore a șase componente simetrice, ceea ce permite de a calcula curenții (puterile) și tensiunii unei linii de transmisie cu șase faze în nodurile rețelei, ce permite estimarea posibilității funcționării acestei linii în regim de fază incomplet.

Cuvinte cheie: linii electrice cu autocompensare și linii electrice dirijate, funcționare cu număr incomplet de faze, șase componente simetrice.

Методика оценки возможности перевода шестифазной ЛЭП в неполнофазный режим работы.**Киорсак М.В., Туртурика Н.Н.**

Технический университет Молдовы

Кишинев, Республика Молдова

Аннотация. В электроэнергетических системах в силу различных причин: коротких замыканий, обрывов фаз, плавки гололёда, пофазный ремонт высоковольтной линии электропередачи (ЛЭП) возникают перебои в электроснабжении потребителей. Переключение линии с односторонним питанием в неполнофазный режим существенно увеличивает надёжность электроснабжения потребителей. Особенно это эффективно для двухцепных ЛЭП. Для них всегда есть возможность сохранить из шести фаз хотя бы две фазы в работе для обеспечения непрерывности энергоснабжения. Среди различных вариантов двухцепных ЛЭП были предложены и так называемые самокомпенсирующиеся и управляемые самокомпенсирующиеся линии электропередачи повышенной пропускной способности (СВЛ и УСВЛ). Целью работы является разработка методики расчета пропускной способности шестифазной ЛЭП на примере СВЛ и УСВЛ, которые работают в неполнофазном нагрузочном режиме. Для достижения поставленной цели использовалась методика, основанная на использовании шести симметричных составляющих токов и напряжений СВЛ (УСВЛ) при различных несимметричных режимах и которая может быть распространена и применена в принципе к любым видам шестифазным ЛЭП, в частности, к двухцепным обычным ЛЭП. Аналогично общеизвестному методу трехфазных симметричных составляющих использованный для оценки возможности перевода трехфазной ЛЭП в неполнофазный режим, метод шестифазных симметричных составляющих позволяет существенно упростить расчёт. Наиболее важным результатом в данной работе является рассмотренная методика расчета электрических величин (токов и напряжений) при неполнофазном режиме СВЛ на основе граничных условий для участка повреждения ЛЭП. Значимость результатов состоит в получении эквивалентной комплексной схемы замещения для обрыва фазы в координатах шести симметричных составляющих, что позволяет найти токи (мощности) шестифазной ЛЭП и напряжения в узлах сети и оценить возможность её работы в неполнофазном режиме.

Ключевые слова: самокомпенсирующиеся и управляемые самокомпенсирующиеся линии электропередачи, неполнофазный режим, шесть симметричных составляющих.

INTRODUCTION

To increase the transmission capacity of electrical lines, the use of a new generation of high-capacity transmission lines has been proposed, including electrical lines with self-compensation (SCL) and controlled electrical lines with self-compensation (CSCL) [1-4]. The introduction of these power lines in practice requires solving a whole range of problems such as relay protection (RP) from various damages, including short circuits (SC), phase ruptures (PhR) and analysis of the possibility of their operation with incomplete number of phases (INPh).

Of all the possible short circuits on the SCL or CSCL, more than 60% of the short circuits belongs to short circuits of single-phase followed by disconnecting the line. For consumers connected via SCL or CSCL to a single source of electricity, this will interrupt the supply of electricity. The power supply of the consumers can be maintained by disconnecting only the damaged phase, if each phase of the SCL or CSCL has its own switch. Operation SCL and CSCL with no-full number of phases (NFPh) can be provided as a possibility that significantly increases the reliability of the electrical system,

for example, when carrying out phase-by-phase repair of power lines or step by step phase ice melting.

In order to estimate what power of electricity can be transmitted to consumers, it is necessary to study the operation of the power line (SCL or CSCL) without the disconnected phase.

For the calculations of the maximum value of the electrical power transmitted by the three-phase conventional power lines [5] in the INPh operating modes, the method of three symmetrical components 0,1,2 is used. [6-24]. Similarly, for calculating the maximum value of the electrical power transmitted by SCL or CSCL in the INPh asymmetric mode of operation, the method of six symmetrical 0,1,2,3,4,5 components can be used. This requires the following data:

- the equivalent substitution schemes of the electrical network and all its elements for the sequences 0,1,2,3,4 and 5 of the currents and voltages;
- the maximum values of the power of the consumers connected to the transformer stations of the electrical network;
- passport data for generators of the power plants.

I. DETERMINATION OF THE MAXIMUM TRANSMISSION POWER IN THE MODE OF OPERATION WITH INCOMPLETE NUMBER OF PHASES (INPh)

The methodology for assessing the maximum value of the transmitted power by SCL or CSCL is based on the following assumptions: similar to asymmetric load calculations by using three symmetrical components, it is considered, that the voltage of the second (2) and fifth (5), as well as the first (1) and fourth (4) sequences of the voltage at the terminals of all power consumers connected to the common distribution network are equal. Therefore, in most cases it is sufficient to determine the asymmetry voltage on the transformer busbars of the substations, connected to the line operating in the INPh mode. The entire load is replaced by an equivalent one and is brought to the busbars of the corresponding voltage of each of the substations connected to the line operating in the INPh. Considering SCL (CSCL) as six-phase power lines, for calculating asymmetrical short-circuits, ruptures of the phases and for calculating the maximum value of the transmitted power through them in the INPh

mode of operation by using six symmetrical components it is necessary:

- asymmetric systems of voltages, currents and EMF to be present as the sum of the corresponding symmetrical components;
- the initially asymmetric equivalent circuit shall be represented by six symmetrical equivalent circuits of sequences 0,1,2,3,4 and 5 of currents. The number and types of the symmetrical components circuits depends on given analyzing type of asymmetry;
- for given type of asymmetry, according to symmetric equivalent circuits, symmetric components of currents and voltages are calculated;
- using the calculated symmetrical components, the desired currents and voltages in the original circuit are determined.

In accordance of deterioration type, equivalent circuits of individual symmetrical components can be obtained (Fig.1). Figure 1 shows the circuits of the symmetrical components of the CSC line when the phase A is ruptures and shifting angle between voltages vectors of the phases closely placed of the CSC $\theta = 0^\circ$

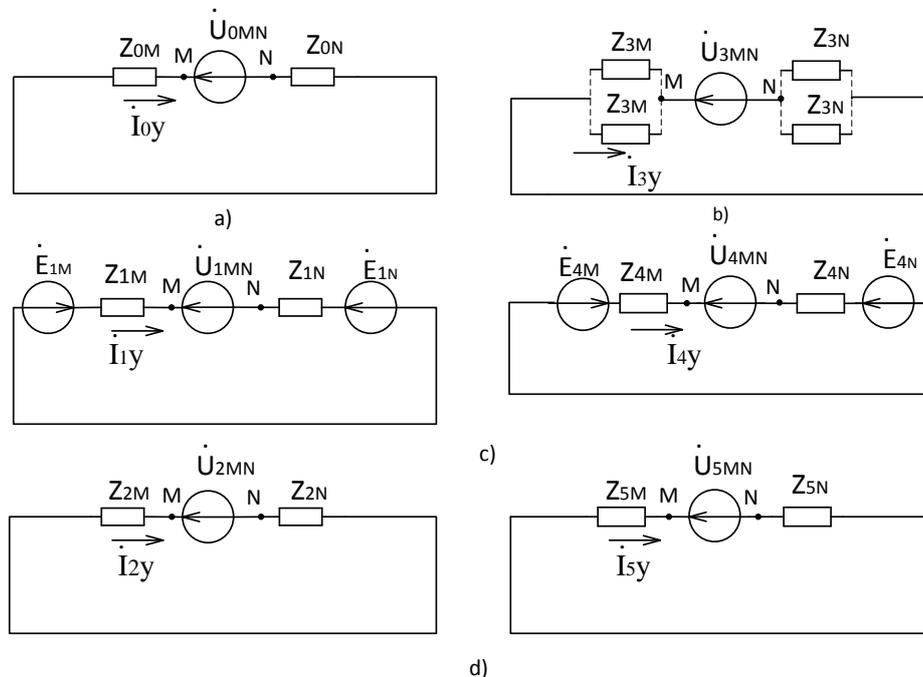


Fig. 1. The equivalent circuits of symmetrical components for ruptured phase of the CSCL with angle $\theta = 0^\circ$: a - for zero sequence; b - for third sequence; c - for first and fourth sequences; d - for the twice and fifth sequences.

The ruptured phase A can be considered undamaged if a UMN source with the equivalent voltage equal to the potential difference between the rupturing points M and N. The phase components of the currents and voltages at the breaking point are characterized by the relations:

Taking into account the boundary conditions expressed in to the six symmetrical components, the equivalent schemes of individual sequences can be combined into a complex equivalent

circuit. The schemes of individual components are connected in parallel to the damaged place. The individual sequence schemes need to be connected in such a way that the sum of the currents is equal to zero and the voltages of the individual sequences are equal between them. As an example, fig. 2 shows the complex equivalent scheme of the line in to the symmetric components in the MATLAB program, when phase A is ruptured.

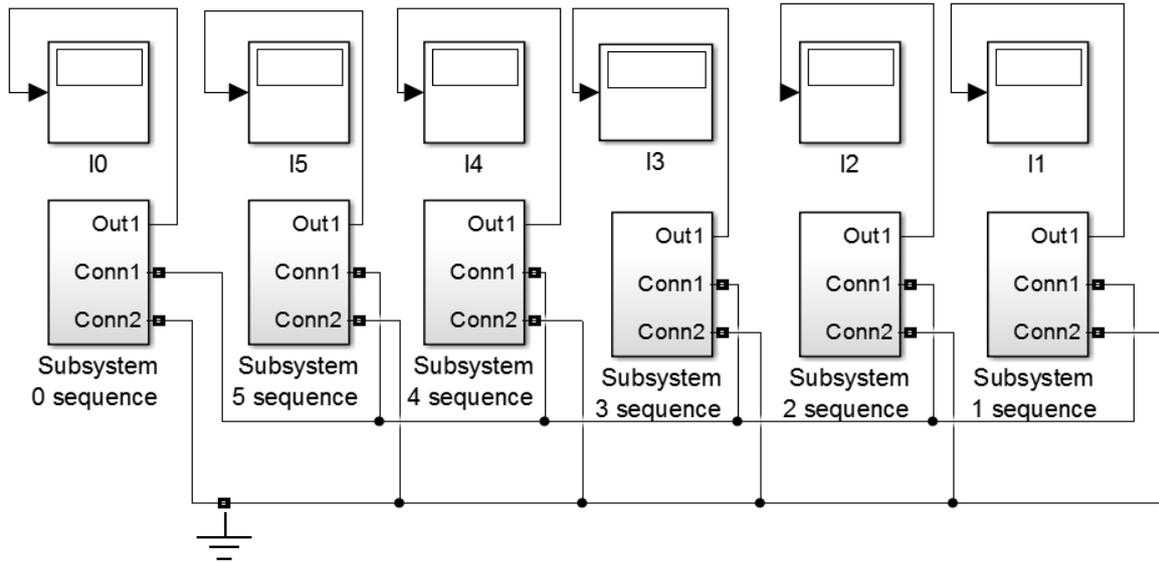


Fig. 2. Complex equivalent scheme of the line in to the symmetric components for the ruptured phase A in the MATLAB program.

II. CALCULATION THE MAXIMAL TRANSMISSION POWER THROUGH HV LINE WHICH WORKS WITH INCOMPLETE NUMBER OF PHASES

Using the method of six symmetrical components, the phase and line currents and voltages according to the relations are determine

$$\begin{pmatrix} \dot{F}_A \\ \dot{F}_B \\ \dot{F}_C \\ \dot{F}_D \\ \dot{F}_E \\ \dot{F}_F \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & e^{j300} & e^{j240} & e^{j180} & e^{j120} & e^{j60} \\ 1 & e^{j240} & e^{j120} & 1 & e^{j240} & e^{j120} \\ 1 & e^{j180} & 1 & e^{j180} & 1 & e^{j180} \\ 1 & e^{j120} & e^{j240} & 1 & e^{j120} & e^{j240} \\ 1 & e^{j60} & e^{j120} & e^{j180} & e^{j240} & e^{j300} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \dot{F}_{A0} \\ \dot{F}_{A1} \\ \dot{F}_{A2} \\ \dot{F}_{A3} \\ \dot{F}_{A4} \\ \dot{F}_{A5} \end{pmatrix} \quad (1)$$

Or in a simplified form $\dot{F} = \dot{F}_6 \cdot \dot{F}_S$

$$\dot{S}_6 = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 1 & e^{j300} & e^{j240} & e^{j180} & e^{j120} & e^{j60} \\ 1 & e^{j240} & e^{j120} & 1 & e^{j240} & e^{j120} \\ 1 & e^{j180} & 1 & e^{j180} & 1 & e^{j180} \\ 1 & e^{j120} & e^{j240} & 1 & e^{j120} & e^{j240} \\ 1 & e^{j60} & e^{j120} & e^{j180} & e^{j240} & e^{j300} \end{pmatrix} \quad (2)$$

the square transition matrix from the six symmetrical components 0,1,2,3,4,5 of the vectors of current (voltage) to the six-phase coordinates A, B, C, D, E, F of the line

$$\dot{F} = \begin{pmatrix} \dot{F}_A \\ \dot{F}_B \\ \dot{F}_C \\ \dot{F}_D \\ \dot{F}_E \\ \dot{F}_F \end{pmatrix}; \quad \dot{F}_s = \begin{pmatrix} \dot{F}_{A0} \\ \dot{F}_{A1} \\ \dot{F}_{A2} \\ \dot{F}_{A3} \\ \dot{F}_{A4} \\ \dot{F}_{A5} \end{pmatrix},$$

Where \dot{F} column matrix of current (voltage) vectors in the phase coordinates, \dot{F}_s column matrix of current (voltage) vectors in the six symmetrical components.

Converting the vectors using the give up matrixes is advisable for calculations in the MathCad system, because this allows for calculating the required currents and voltages without write separate formulas. On the base of the equivalent circuits of six 0, 1, 2, 3, 4 and 5 sequences (fig. 1) and complex equivalent circuit (fig. 2), following system of equations can be writes:

$$\begin{cases} Z_0 \dot{I}_0 + \dot{U}_0 = 0 \\ Z_1 \dot{I}_1 + \dot{U}_1 = \dot{E}_1 \\ Z_2 \dot{I}_2 + \dot{U}_2 = 0 \\ Z_3 \dot{I}_3 + \dot{U}_3 = 0 \\ Z_4 \dot{I}_4 + \dot{U}_4 = \dot{E}_4 \\ Z_5 \dot{I}_5 + \dot{U}_5 = 0 \\ \dot{I}_0 + \dot{I}_1 + \dot{I}_2 + \dot{I}_3 + \dot{I}_4 + \dot{I}_5 = 0 \\ \dot{U}_0 + \dot{U}_1 \cdot e^{-j60} + \dot{U}_2 \cdot e^{-j120} + \dot{U}_3 + \dot{U}_4 \cdot e^{-j240} + \dot{U}_5 \cdot e^{-j300} = 0 \\ \dot{U}_0 + \dot{U}_1 \cdot e^{-j120} + \dot{U}_2 \cdot e^{-j240} + \dot{U}_3 + \dot{U}_4 \cdot e^{-j120} + \dot{U}_5 \cdot e^{-j240} = 0 \\ \dot{U}_0 - \dot{U}_1 + \dot{U}_2 - \dot{U}_3 + \dot{U}_4 - \dot{U}_5 = 0 \\ \dot{U}_0 + \dot{U}_1 \cdot e^{-j240} + \dot{U}_2 \cdot e^{-j120} + \dot{U}_3 + \dot{U}_4 \cdot e^{-j240} + \dot{U}_5 \cdot e^{-j120} = 0 \\ \dot{U}_0 + \dot{U}_1 \cdot e^{-j300} + \dot{U}_2 \cdot e^{-j240} - \dot{U}_3 + \dot{U}_4 \cdot e^{-j120} + \dot{U}_5 \cdot e^{-j60} = 0 \end{cases} \quad (3)$$

Here $Z_0, Z_1, Z_2, Z_3, Z_4, Z_5$ are the resulting impedances of the circuits of the six symmetrical components in relation to the rupture point. The first six equations of the system are compiled according to Kirchhoff's second law (fig.1). The remaining six equations of the system are written according to the conditions at the place of asymmetry. For ruptured phase A, the boundary conditions written through the six symmetric components according to (1): $i_A = 0, \dot{U}_{A'} = 0, \dot{U}_B = 0, \dot{U}_{B'} = 0, \dot{U}_C = 0, \dot{U}_{C'} = 0$. Using the known impedances of the complex equivalent circuit, the symmetric components of currents and voltages in all nodes and branches of the circuit are calculated. The phase and line currents and voltages are calculated by the relations (1). According to the phase and line

values of currents and voltages, power flows for given branches:

$$S^{pq} = \dot{U}_A^p I_A^{*pq} + \dot{U}_B^p I_B^{*pq} + \dot{U}_C^p I_C^{*pq} + \dot{U}_{A'}^p I_{A'}^{*pq} + \dot{U}_{B'}^p I_{B'}^{*pq} + \dot{U}_{C'}^p I_{C'}^{*pq} \quad (4)$$

or

$$S^{pq} = 6 \left(\dot{U}_1^p I_1^{*pq} + \dot{U}_2^p I_2^{*pq} + \dot{U}_3^p I_3^{*pq} + \dot{U}_4^p I_4^{*pq} + \dot{U}_5^p I_5^{*pq} + \dot{U}_0^p I_0^{*pq} \right) \quad (5),$$

where p. and q are the beginning and end of a given branch

The calculation is carried out for the load range from maximum to zero (for example, 100% SI, 80% SI, etc.), where SI is the power on beginning of the line. The loads of the transformers substations vary in proportion to the load on the beginning of the line. At each step, currents and voltages are calculated. In the same way, changing the load in the range from 100% to 20% are built the dependences of U_f on the values of the transmitted power. Following the above calculation method, it is possible to calculate the voltage deviation at all substations of the considered network and construct for each substation the graphs $V_i = f(SI)$, where $V_i = \frac{\dot{U} - \dot{U}_n}{\dot{U}_n} 100\%$ and $\varepsilon = f(S_{nep})$, where $\varepsilon = \frac{\dot{U}_2}{\dot{U}_n} 100\%$. The analysis of these dependencies

allows us to solve the problem of the maximum value of the transmitted power, based on the criterion of voltage quality at the consumer. As a result of the analysis of these dependencies, the maximum value of the transmitted power through the line is found. Comparing the all results of the analysis is selected the power that satisfies the given technical limitations.

III.CALCULATION THE SHORT CIRCUIT CURRENTS WHEN HV LINE WORKS WITH INCOMPLETE NUMBER OF PHASES

The asymmetry that occurs during the phase rupture was characterized by the corresponding voltages and currents that can be decomposed into separate sequences. Their values depend on currents and voltages of the previous mode of operation and have a significant effect to the operation of relay protection. In order to ensure the operation selectivity of the relay protection of the line in INPh it is necessary to adjust the relay protection in such a way, that there are

capable to operate correctly At the same time, the necessary sensitivity of the relay protection must be ensured during the short circuits, which can occur during operation of the line in the INPh regimes. For the lines which supplies with electrical energy the consumers from one sours, as a rule, are installed the following relay protections:

- current cut-off relay protection, connected to the phase currents and homopolar (zero) sequence currents;

- maximum current relay protections, connected to the phase currents and homopolar (zero) sequence currents.

To choose the start current of the current cut-off protection, it is necessary to know the highest short-circuit currents behind the step-down transformers. To calculate the short-circuit currents on the lines with a single tap may be used the expressions [4]. At the figure 3, the simplified scheme of six-phase line with rupture of the phase on the chain I and phase short circuit on the chain II are given.

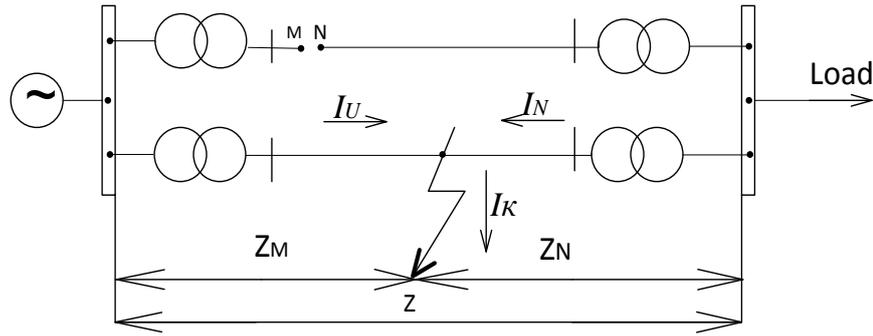


Fig. 3. The short circuit of the one phase on the ground with simultaneous rupture of another phase of the line.

To check the reliability coefficient of the protection, in most cases, it is necessary to know the currents of a single-phase short circuit of one of the working phases during the operation of the line in the INPh regime. The scheme of fig. 3 in the cases of short circuit. with the simultaneous rupture of one phase is characterized by 24 unknown currents and voltages: $\dot{I}_{1K}, \dot{I}_{2K}, \dot{I}_{3K}, \dot{I}_{4K}, \dot{I}_{5K}, \dot{I}_{0K}, \dot{I}_{1U}, \dot{I}_{2U}, \dot{I}_{3U}, \dot{I}_{4U}, \dot{I}_{5U}, \dot{I}_{0U}, \dot{U}_{1K}, \dot{U}_{2K}, \dot{U}_{3K}, \dot{U}_{4K}, \dot{U}_{5K}, \dot{U}_{0K}, \dot{U}_{1U}, \dot{U}_{2U}, \dot{U}_{3U}, \dot{U}_{4U}, \dot{U}_{5U}, \dot{U}_{0U}$. For each of characteristic sequences, the relationship formulas between voltages and currents it is compiled, taking into account the accepted positive direction of currents and voltages:

$$\begin{aligned}
 -\dot{E}_N &= -Z_{1KK} \dot{I}_{1K} + Z_{1KU} \dot{I}_{1U} - \dot{U}_{1K}; \\
 -(\dot{E}_M - \dot{E}_N) &= Z_{1UK} \dot{I}_{1K} + Z_{1UU} \dot{I}_{1U} - \dot{U}_{1U}; \\
 0 &= -Z_{2KK} \dot{I}_{2K} + Z_{2KU} \dot{I}_{2U} - \dot{U}_{2K}; \\
 0 &= Z_{2UK} \dot{I}_{2K} + Z_{2UU} \dot{I}_{2U} - \dot{U}_{2U}; \\
 0 &= -Z_{3KK} \dot{I}_{3K} + Z_{3KU} \dot{I}_{3U} - \dot{U}_{3K}; \\
 0 &= Z_{3UK} \dot{I}_{3K} + Z_{3UU} \dot{I}_{3U} - \dot{U}_{3U}; \\
 0 &= -Z_{4KK} \dot{I}_{4K} + Z_{4KU} \dot{I}_{4U} - \dot{U}_{4K}; \\
 0 &= Z_{4UK} \dot{I}_{4K} + Z_{4UU} \dot{I}_{4U} - \dot{U}_{4U}; \\
 -\dot{E}_N &= -Z_{5KK} \dot{I}_{5K} + Z_{5KU} \dot{I}_{5U} - \dot{U}_{5K}; \\
 -(\dot{E}_M - \dot{E}_N) &= Z_{5UK} \dot{I}_{5K} + Z_{5UU} \dot{I}_{5U} - \dot{U}_{5U};
 \end{aligned} \tag{6}$$

$$\begin{aligned}
 0 &= -Z_{0KK} \dot{I}_{0K} + Z_{0KU} \dot{I}_{0U} - \dot{U}_{0K}; \\
 0 &= Z_{0UK} \dot{I}_{0K} + Z_{0UU} \dot{I}_{0U} - \dot{U}_{0U},
 \end{aligned}$$

where $Z_{xKK} = Z_N$, $Z_{xyy} = Z_X = Z_N Z_M$ - self impedences;

$Z_{xKU} = Z_{xUK} = Z_N$ - mutual impedences, where x is the index of the sequences (x = 0, 1, 2, 3, 4, 5) The rest of the equations are compiled according to the boundary conditions for places of short circuit and rupture. For the phase A short circuit to ground $\dot{U}_{AK} = 0$, $\dot{I}_{AK} = 0$, $\dot{I}_{BK} = 0$, $\dot{I}_{CK} = 0$, $\dot{I}_{CU} = 0$ for the phase. A in the rupture point $\dot{I}_{AU} = 0$, $\dot{U}_{AU} = 0$, $\dot{U}_{BU} = 0$, $\dot{U}_{BU} = 0$, $\dot{U}_{CU} = 0$, $\dot{U}_{CU} = 0$.

To write the equations, we use (1)

$$\begin{aligned}
 \dot{U}_{AK} &= \dot{U}_{0K} + \dot{U}_{1K} + \dot{U}_{2K} + \dot{U}_{3K} + \dot{U}_{4K} + \dot{U}_{5K}; \\
 \dot{I}_{AK} &= \dot{I}_{0K} + \dot{I}_{1K} \cdot e^{-j60} + \dot{I}_{2K} \cdot e^{-j120} - \dot{I}_{3K} + \dot{I}_{4K} \cdot e^{-j240} + \\
 &\quad + \dot{I}_{5K} \cdot e^{-j300}; \\
 \dot{I}_{BK} &= \dot{I}_{0K} + \dot{I}_{1K} \cdot e^{-j120} + \dot{I}_{2K} \cdot e^{-j240} + \dot{I}_{3K} + \dot{I}_{4K} \cdot e^{-j120} + \\
 &\quad + \dot{I}_{5K} \cdot e^{-j240}; \\
 \dot{I}_{BK} &= \dot{I}_{0K} - \dot{I}_{1K} + \dot{I}_{2K} - \dot{I}_{3K} + \dot{I}_{4K} - \dot{I}_{5K}; \\
 \dot{I}_{CK} &= \dot{I}_{0K} + \dot{I}_{1K} \cdot e^{-j240} + \dot{I}_{2K} \cdot e^{-j120} + \dot{I}_{3K} + \dot{I}_{4K} \cdot e^{-j240} + \\
 &\quad + \dot{I}_{5K} \cdot e^{-j120};
 \end{aligned}$$

$$\dot{I}_{CK} = \dot{I}_{0K} + \dot{I}_{1K} \cdot e^{-j300} + \dot{I}_{2K} \cdot e^{-j240} - \dot{I}_{3K} + \dot{I}_{4K} \cdot e^{-j120} + \dot{I}_{5K} \cdot e^{-j60}; \quad (7)$$

$$\dot{I}_{AU} = \dot{I}_{0U} + \dot{I}_{1U} + \dot{I}_{2U} + \dot{I}_{3U} + \dot{I}_{4U} + \dot{I}_{5U};$$

$$\dot{U}_{AU} = \dot{U}_{0U} + \dot{U}_{1U} \cdot e^{-j60} + \dot{U}_{2U} \cdot e^{-j120} - \dot{U}_{3U} + \dot{U}_{4U} \cdot e^{-j240} + \dot{U}_{5U} \cdot e^{-j300};$$

$$\dot{U}_{BU} = \dot{U}_{0U} + \dot{U}_{1U} \cdot e^{-j120} + \dot{U}_{2U} \cdot e^{-j240} + \dot{U}_{3U} + \dot{U}_{4U} \cdot e^{-j120} + \dot{U}_{5U} \cdot e^{-j240};$$

$$\dot{U}_{BU} = \dot{U}_{0U} - \dot{U}_{1U} + \dot{U}_{2U} - \dot{U}_{3U} + \dot{U}_{4U} - \dot{U}_{5U};$$

$$\dot{U}_{CU} = \dot{U}_{0U} + \dot{U}_{1U} \cdot e^{-j240} + \dot{U}_{2U} \cdot e^{-j120} + \dot{U}_{3U} + \dot{U}_{4U} \cdot e^{-j240} + \dot{U}_{5U} \cdot e^{-j120};$$

$$\dot{U}_{CU} = \dot{U}_{0U} + \dot{U}_{1U} \cdot e^{-j300} + \dot{U}_{2U} \cdot e^{-j240} - \dot{U}_{3U} + \dot{U}_{4U} \cdot e^{-j120} + \dot{U}_{5U} \cdot e^{-j60}.$$

To calculate the symmetric components of the currents and voltages using Mathcad, a matrix of coefficients and a matrix of the free members are compiled. The found currents and voltages of individual sequences in places of short circuit and rupture allow us to find currents and voltages at other points of the original circuit. The symmetrical components in the line from the power supply system N side and current of the phase A are calculated according to found currents and the corresponding equivalent circuits:

$\dot{I}_{AxN} = \dot{I}_{AxK} - \dot{I}_{AxU}$, where x is the corresponding sequence.

The calculated phase currents and voltages at all points of the network allow to analyze the operation of relay protection and of the conclusions about the need to change the settings of the operation of the relay protection, fig. 2. complex equivalent scheme of the line for the ruptured phase a in the matlab program. (as in the usual analysis of the operation of the relay protection).

CONCLUSIONS

1. The supply of the consumers with electrical energy at the single-phase short circuits of the SCL or CSCL followed by the disconnection of the failed phase can be maintained by ensuring their operation with incomplete number of phases.

2. The maximum admissible transmitted power through SCL or CSCL with INPh can be calculated by modeling at the computer the equivalent schemes of the symmetrical hex phase components

References

- [1] Postolatij V.M.. Aktual'nye problemy ehnergetiki Respubliki Moldova i puti ih resheniya.[Actual problems of the energy sector of the Republic of Moldova and their solutions]. *Sbornik statej «Upravlyaemye ehlektroperedachi», Vyp. 7. «Sistemnye voprosy, konstrukcii i rezhimy linij peremennogo toka»,* Kishinev, *Shtiinca*1993, pp. 80-96 (In Russian).
- [2] Venikov V.A., Astahov Yu.N., Postolatij V.M. Upravlyaemye samokompensiruyushchiesya linii ehlektroperedachi. [Controlled self-compensating power lines]. *Informehnergo*, Dep. 1985, pp.20. (In Russian).
- [3] Astahov Yu.N., Postolatij V.M., Komendant I.T., Chalyj G.V. Upravlyaemye linii ehlektroperedachi [Managed power lines]. Kishinev: *Shtiinca*, 1984. – 296 pages. (In Russian).
- [4] Mercel D. Protective Relaying Theory and Applications, , Inc., New York, 2004.
- [5] Losev S.B., Chernin A.B. *Vychislenie elektricheskikh velichin v nesimmetrichnykh regimakh elektricheskikh sistem.* [Calculation of electrical values in asymmetric modes of electrical systems], Moscow, 1983, 527 p. (In Russian).
- [6] Dunaeva N.V., Kontorovich A.V., Shcherbachev O.V. Metodika rascheta nepolnofaznykh ustanovivshisya rezhimov slozhnykh ehlektricheskikh sistem. [Rezhimy i oborudovanie ehlektricheskikh sistem], *-Trudy LPI* 1980, № 369. (In Russian).
- [7] Averbuh A.M. *Primery raschyotov nepolnofaznykh rezhimov i korotkiy zamykanij.*[Examples of calculation of out-of-phase modes and short circuits] Leninigrad, 1979. 184 p. (In Russian)
- [8] Atabekov G.I. *Teoriticheskie osnovy relejnoj zashchity vysokovol'tnykh setej* [Theoretical Foundations of Relay Protection of High Voltage Networks]. Leninigrad, 1957. 344 p. (In Russian).
- [9] Zakaryukin V.P., Kryukov A.V., *Modelirovanie predel'nykh rezhimov ehlektricheskikh sistem s uchyotom prodol'noj i poperechnoj nesimmetrii* [Modeling of limiting modes of electrical systems taking into account longitudinal and transverse asymmetry]. Irkutsk 2006. 139 p. (In Russian).
- [10] Chernin A.B. *Vychislenie ehlektricheskikh velichin i povedenie relejnoj zashchity pri nepolnofaznykh rezhimakh v ehlektricheskikh sistemakh*[Calculation of electrical quantities and the behavior of relay protection in non-phase conditions in electrical systems]. Leningrad, 1963. 416 p. (In Russian).
- [11] T. C. Singh, K. R. Ram and B. V. S. Ram, "Transient stability analysis comparison of double 3-ph to 6-ph converted transmission line for symmetrical and unsymmetrical faults," *2017 International Conference on Power and Embedded Drive Control (ICPEDC)*, Chennai, 2017, pp. 32-37.
- [12] Alexandrov G.N., Astakhov Y.N., Venikov V.A. Electric transmission lines of increased capacity

- ity and reduced ecological effect. *Session papers & proceedings*. Paris, 1982. 6 p.
- [13] Gerih V.P., Shtrobel' V.A. Modelirovanie dvuhcepnnyh linij ehlektroperedachi s usilennoj ehlektromagnitnoj svyaz'yu mezhdru cepyami [Simulation of double-circuit power lines with enhanced electromagnetic coupling between circuits]. *Chelyabinskogo politekhnicheskogo instituta*, 1978, pp.134-139(In Russian).
- [14] M. A. Laughton, "Analysis of unbalanced poly-phase networks by the method of phase coordinates. Part I: system representation in phase frame of reference," *Proc. IEEE*, vol. 115, no. 8, pp. 163–172, Aug. 1968.
- [15] Kulikov, Y.A. Perekhodnye processy v ehlektricheskikh sistemah [Transients in electrical systems]. Moskva, 2003. 283 p. (In Russian).
- [16] Zakaryukin, V.P., Kryukov A.V., Kryukov E.A. Uchet prodol'noj i poperechnoj nesimmetrii pri opredelenii predel'nyh rezhimov ehnergosistem [Accounting for longitudinal and transverse asymmetries in determining the limits of power systems]. *Ehnergetika: ehkologiya, nadezhnost', bezopasnost'*. – Tomsk 2004, pp.154-157(In Russian).
- [17] M. F. Abdel-Fattah, A. A. El-Alaily and Z. S. El-Razaz, "Fault resistance investigations for faults in double-circuit double-fed transmission lines," *2016 17th International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE)*, Prague, 2016, pp. 1-6.
- [18] Popov V.A., Misrihanov M.SH., Kushkova E.I. Opredelenie sostavlyayushchih tokov pri nesimmetrichnyh rezhimah raboty oborudovaniya [Determination of component currents with asymmetric operating modes of equipment]. *Ehnergetik*, 2000, №1. (In Russian).
- [19] Fortescue C.L. Method of symmetrical coordinates applied to solution of polyphase network. "Transaction of AIEE", 1918, vol. 33, Pt. 11
- [20] B. Bhatt Navin, S. Venkata Subramanian, C. Guyker William, H. Booth William, "6 Ph (Multi-Ph) Power Transmission Systems: Fault Analysis", *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. PAS-96, no. 3, May/June 1977.
- [21] "Enhancement of transmission efficiency by 6 ph transmission" in Proceedings of national seminar on "Energy crisis 2000", Arunai Engineering college Tiruvannamalai, pp. 23-24, January 1999.
- [22] T. C. Singh, K. R. Ram and B. V. S. Ram, "Transient stability analysis comparison of double 3-ph to 6-ph converted transmission line for symmetrical and unsymmetrical faults," *2017 International Conference on Power and Embedded Drive Control (ICPEDC)*, Chennai, 2017, pp. 32-37.
- [23] H. Liao, B. Li, Z. Li, D. Du and X. Jiang, "Zero-sequence voltages of UHV untransposed double-circuit lines and their influence on pilot protection," *2015 5th International Conference on Electric Utility Deregulation and Restructuring and Power Technologies (DRPT)*, Changsha, 2015, pp. 846-851.
- [24] Venkata S.S., Guyker W.C., Booth W.N., Kondragunta J. 138-kV, Six-phase Transmission Systems: Fault Analysis. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, Vol. PAS-101, No. 5, May 1982, pp.1203-1218

Сведения об авторах.



Kiorsak Michael

Dr. habilitat, professor
 Technical University of
 Moldova, Chisinau Moldova
 Scientific interests
 analysis of functioning of
 relay protection of controlled
 two-chain electric transmission
 lines
 E-mail: mkiorsak@mail.ru



Turturica Natalya

Senior Lecturer
 Pridnestrovian State
 University. Scientific interests
 are related to the development
 of a methodology for
 calculating asymmetric modes
 of controlled self-
 compensating power lines
 E-mail:
natalya_siti@mail.ru

Numerical Analysis of Parameters of the Radiant Heating System with Radiating Panels

Redko A.A., Kulikova N.V., Burda Yu.A., Pavlovsky S.V., Redko O.F., Pivnenko Yu.A.
Kharkiv National University of Construction and Architecture
Kharkiv, Ukraine

Abstract. The main goal of the work is to study radiation and convection heat-exchange in a closed volume of a panel radiator to assess the possibility of transferring short-wave radiation in the working area to a comfortable long-wave one. The goals have been achieved through the use of a mathematical model of three-dimensional unsteady flow and complex heat exchange in a radiant heating system, in which the system of Reynolds-averaged Navier – Stokes equations is added, supplemented by the radiative transfer equation. The effect of the shape and size of the panel, surface material and the presence of thermal insulation has been numerically investigated. It has been found that the arrangement of radiating panels reduces the surface temperature to 450–500°C, but the increase in the surface area of the radiator provides a more uniform radiation intensity over the area being heated, not exceeding the permissible sanitary and hygienic requirements. The most important results are the creation of a more uniform radiation flux density when placing additional panels around a high-temperature radiator and the conversion of short-wave radiation in the working area to a comfortable long-wave one. The significance of the obtained results consists in the fact that the results of these studies can be put into practice in the design and installation of radiant heating systems for various buildings. The results obtained in the work show the promise of further theoretical and experimental studies on subjects related to the optimization of radiant heating system parameters for industrial and civil buildings.

Keywords: radiant heating, radiating panels, heating system, infrared burner.

DOI: 10.5281/zenodo.3713405

UDC: 697.325

Analiza numerică a parametrilor unui sistem de încălzire radiant cu panouri radiante
Redko A.A., Kulikova N.V., Burda Yu.A., Pavlovsky S.V., Redko A.F., Pivnenko Yu.A.
Universitatea Națională de Construcții și Arhitectură Harkov
Harkov, Ucraina

Rezumat. Scopul lucrării constă în studierea radiațiilor și transferului de căldură convectiv într-un volum închis al unui emițător de tip panou pentru a evalua posibilitatea modificării lungimea unei scurte a radiației din zona de lucru într-o radiație confortabilă de undă lungă. Obiectivele au fost atinse prin utilizarea unui model matematic de flux tridimensional nestaționar de scurgere și transfer complex de căldură în sistemul radiant de încălzire, care are la bază ecuațiile Navier - Stoke cu valori medii a coeficienților obținute după Reynolds, care completează ecuația de transfer prin radiație. În lucrare se prezintă rezultatele analizei numerice a parametrilor unui sistem de incalzire radianta cu panouri radiante. S-a stabilit, că dispunerea panourilor de emisie reduce temperatura suprafeței la 450-500 °C, dar creșterea suprafeței emițătorului asigură o intensitate mai uniformă a radiației pe zona încălzită, fără a depăși cerințele sanitare și igienice admise. Sunt determinate dimensiunile geometrice ale sistemului de panou și raportul acestora. S-a stabilit că dispozitivul de panou traduce parametrii radiatorului cu lungime de undă scurtă în regim de radiație cu lungime de undă lungă. Cel mai eficient radiator este un radiator trapezoidal din tablă de oțel cu grosimea de 1 mm cu un perete izolat termic. Cel mai important rezultat constă în faptul că se asigură crearea unei densități mai uniforme a fluxului de radiații atunci la amplasarea panourilor suplimentare în jurul unui calorifer cu temperaturi ridicate. această soluție asigură transferul radiațiilor cu unde scurte în zona de lucru într-una confortabilă cu unde lungi. Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul, că rezultatele acestor studii pot fi aplicate în practică privind proiectarea și instalarea sistemelor de încălzire radiante pentru diverse clădiri.

Cuvinte-cheie: încălzire radiantă, panouri radiante, sistem de încălzire, arzător cu infraroșu.

Численный анализ параметров лучистой системы отопления с излучающими панелями
Редько А.А., Куликова Н.В., Бурда Ю.А., Павловский С.В., Редько А.Ф., Пивненко Ю.А.
 Харьковский национальный университет строительства и архитектуры
 Харьков, Украина

Аннотация. Основной целью работы является исследование радиационного и конвективного теплообмена в замкнутом объеме панельного излучателя для оценки возможности перевода коротковолнового излучения в рабочей зоне в комфортное длинноволновое. Поставленные цели были достигнуты за счет применения математической модели трехмерного нестационарного течения и сложного теплообмена в системе лучистого отопления, в которую положена система осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье–Стокса, дополненная уравнением радиационного переноса. В данной работе приведены результаты численного анализа параметров лучистой системы отопления с излучающими панелями. Численно исследовалось влияние формы и размеров панели, материала поверхности и наличие теплоизоляции. Установлено, что устройство излучающих панелей снижает температуру поверхности до 450–500 °С, но увеличение площади поверхности излучателя обеспечивает более равномерную интенсивность излучения по обогреваемой площади, не превышающую допустимую санитарно-гигиеническими требованиями. Определены геометрические размеры панельной системы и их соотношение. Установлено, что устройство панелей переводит параметры коротковолнового излучателя в режим более комфортного длинноволнового излучателя, наиболее эффективным излучателем является излучатель трапециевидной формы, выполненный из листовой стали толщиной 1 мм с теплоизолированной стенкой. Наиболее важным результатом является создание более равномерной плотности потока излучения при размещении дополнительных панелей вокруг высокотемпературного излучателя, достижение перевода коротковолнового излучения в рабочей зоне в комфортное длинноволновое. Значимость полученных результатов состоит в том, что результаты данных исследований могут быть применены на практике при проектировании и монтаже систем лучистого отопления различных зданий. Полученные в работе результаты показывают перспективность дальнейших теоретических и экспериментальных исследований по тематике, связанной с оптимизацией параметров лучистых систем отопления зданий промышленного и гражданского назначения.

Ключевые слова: лучистое отопление, излучающие панели, система отопления, горелка инфракрасного излучения.

ВВЕДЕНИЕ

В системах отопления производственных предприятий широко применяются газовые горелки инфракрасного излучения. Высокотемпературные излучатели с температурой поверхности от 600 °С до 1200 °С обеспечивают обогрев помещений большого объема и высоты, в которых другие системы отопления являются неэффективными. Применение лучистых систем отопления обеспечивает снижение расхода тепловой энергии на 30 – 40% по сравнению с системами конвективного отопления [1–10,12,13,14]. Множество исследований показало перспективность применения низкотемпературных лучистых систем отопления [15–24, 31,32], но доля конвективного теплообмена выше, чем у высокотемпературных излучателей, что делает их неэффективными для помещений производственных предприятий. Системы отопления с горелками инфракрасного излучения применяются для всех типов зданий (машиностроительные, транспортные, агропромышленные предприятия, торговые центры, выставочные залы, спортивные залы).

Данный вид отопления широко применяется в странах ЕС [15].

Настоящая работа отличается от известных в применении отличного от других авторов подхода к оптимизации параметров лучистых систем отопления. Приведенная ниже математическая модель позволила впервые определить геометрические и теплофизические параметры излучателей для достижения перевода коротковолнового излучения в рабочей зоне в комфортное длинноволновое.

Однако, высокотемпературные излучатели имеют ограничения: высокая мощность излучения и острый угол потока излучения создают в помещении существенную неравномерность температурного поля по площади и высоте помещения. [25–30]

Наблюдается неравномерность обогрева поверхности пола в продольном и поперечном направлениях, температура поверхности пола при увеличении расстояния от центра излучателя при нестационарном режиме обогрева отличается на 8 – 12 °С (от 20 до 32 °С) при установке излучателя на высоте 4 м [2].

Плотность потока излучения газового инфракрасного излучателя мощностью 20 кВт (высота установки 10 м) в направлении продольной оси излучателя изменяется от 78,5 – 80 Вт/м² (центр излучателя) до 4,2 и 6,7 Вт/м² (на расстоянии до 7 м от центра излучателя), что указывает на неравномерность плотности потока излучения и необходимость уменьшения шага установки излучателей и увеличения их количества для создания комфортных условий в рабочей зоне производственного помещения.

При этом выполнение санитарно-гигиенических норм сложно обеспечить из-за продолжительного и интенсивного коротковолнового излучения, которое оказывает неблагоприятное воздействие на ткани организма, сетчатку глаза, сопровождается ухудшением самочувствия [1].

Результаты экспериментального исследования [2] показывают, что распределение плотности теплового потока от излучателя 20 кВт изменяется от значения 201 Вт/м² (h=0.5 м) до 167.5 Вт/м² (h=1.0 м). Температура воздуха под излучателем мощностью 30 кВт составляет на расстоянии 200 мм (305 – 345 °С); 1000 мм – (152 – 172 °С) [2], что приводит к увеличению тепловых потерь.

Из-за низких значений КПД высокотемпературных излучателей, составляющих менее 50%, делаются попытки повышения их эффективности [3, 4]. Потери теплоты состоят из конвективных потерь с уходящими газами, потерь теплоты корпусом горелки и потерь теплоты при свободной конвекции при обтекании воздухом открытой поверхности излучателя и сетки. Для снижения конвективных тепловых потерь горелки оснащаются прозрачным экраном с отверстиями для отвода продуктов сгорания. Площадь экрана равна площади излучателя. Экран пропускает около 80 – 87% излучения, часть поглощается экраном, часть отражается на керамический излучатель, что повышает КПД горелки.

Измерение температуры воздуха вблизи поверхности излучателя [5] показывает, что изменяется температура воздуха от 335 °С (x=0.1 м) до 110 °С (x=1.5 м). В [6] приведена схема модернизированного рефлектора по принципу «водяная рубашка», применение которого позволяет уменьшить потери

теплоты по направлению к потолку здания и избежать конденсации влаги на внутренней поверхности кровли. Однако, усложнение конструкции не позволяет существенно повысить КПД системы инфракрасного обогрева (наблюдается увеличение КПД около 10%).

В [2] рекомендуется теплоизоляция зоны помещения над газовыми инфракрасными излучателями и перекрытием, а также снижение циркуляции нагретого воздуха в верхней части помещения путем размещения препятствий на пути движения воздуха параллельно корпусу излучателя. Указывается на создание локальных рабочих зон для лучистого обогрева, состоящих из вертикальных стен из материалов с низкой теплопроводностью и малой теплоемкостью (например – пенобетон). Однако, реализация рекомендаций [2] потребует значительных затрат.

В работах [1–10,12,13] приведены результаты исследования параметров газовых систем инфракрасного излучения, которые, несмотря на простоту конструкции и невысокую стоимость, характеризуются сложностью обеспечения комфортных условий в рабочей зоне.

Целью настоящей работы является исследование радиационного и конвективного теплообмена в замкнутом объеме панельного излучателя для оценки возможности перевода коротковолнового излучения в рабочей зоне в комфортное длинноволновое.

МЕТОДЫ, РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Объектом исследования есть система лучистого панельного отопления с газовым инфракрасным излучателем, выполненная следующим образом: вблизи газового высокотемпературного излучателя установлены панели. Боковые теплоизолированные стенки и нижняя стенка излучателя, которая нагревается до температуры 500 – 600 °С, переизлучают теплоту в рабочую зону помещения. Более низкая температура излучающей стенки панели обеспечивает длинноволновое излучение и более комфортные условия. Анализ тепловых режимов производственных помещений методами теплового баланса в виде систем обыкновенных дифференциальных уравнений не учитывает

пространственную неоднородность температурных полей. В данной работе в основу математической модели трехмерного нестационарного течения и сложного теплообмена в системе лучистого отопления положена система осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье–Стокса, дополненная уравнением радиационного переноса. Для построения дискретного аналога системы дифференциальных уравнений использован метод конечных объемов [11].

При численном моделировании принимались следующие допущения: геометрия панельного излучателя зеркально симметричная; среда внутри панельного излучателя лучепрозрачная; процесс теплопроводности внутри материала стенок одномерный; передача теплоты от панельного излучателя в рабочую зону помещения осуществляется излучением и конвекцией; стенки панельного излучателя абсолютно черные; стенки теплоизолированные для снижения теплопотерь в окружающую среду.

В основу математической модели положено систему усредненных за Рейнольдсом дифференциальных уравнений (1) – (5): неразрывности, сохранения массовых долей химических компонентов смеси, сохранения импульса и сохранения энергии соответственно, и дифференциальное уравнение (5) переноса излучения:

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0, \quad i=1, 2, 3. \quad (1)$$

$$\rho u_i \frac{\partial Y_l}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \frac{\mu}{S_c} \frac{\partial Y_l}{\partial x_i} + \omega_l, \quad i=1, 2, 3; \quad (2)$$

$$l = 1, \dots, N; \sum_{l=1}^N Y_l = 1;$$

$$\rho u_i \frac{\partial u_j}{\partial x_i} = -\frac{\partial p}{\partial x_j} + \frac{\partial}{\partial x_i} \mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) + \rho g_j, \quad (3)$$

$$i=1, 2, 3; \quad j=1, 2, 3.$$

$$\rho u_i \frac{\partial h}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \frac{\mu}{Pr} \frac{\partial h}{\partial x_i} - \frac{\partial q_i^R}{\partial x_i} + \omega_T, \quad (4)$$

$$i=1, 2, 3.$$

$$\frac{1}{\beta_0} \frac{d \vec{I}(r, s)}{ds} + \vec{I}(r, s) = (1 - \omega_0) \vec{I}_b(r) + \frac{\omega_0}{4\pi} \int_{\Omega=4\pi} \vec{I}(r, s) d\Omega \quad (5)$$

где u_i, u_j – составляющие вектора скорости в направлении соответствующих осей декартовых координат x_i, x_j , м/с;

ρ – плотность, кг/м³;

Y_l – массовая доля базового химического компонента l ;

μ – коэффициент динамической вязкости, Па·с;

$S_c \equiv \frac{\mu}{D\rho}$ – число Шмидта;

D – коэффициент диффузии, м²/с;

$\omega_l = \nu_l M_l w$, – исходный член, описывающий прибыль (убыток) базового компонента l в результате химических реакций, кг/(м³·с);

ν_l – стехиометрический коэффициент базового компонента l ;

M_l – молекулярная масса базового компонента l ;

w – скорость реакции горения топлива, кг/м³·с;

$\omega_T = H_c w$ – исходный член, описывающий тепловыделение в результате химических реакций, Дж/(м³·с)

ΔH_c – теплота сгорания топлива, Дж/кг;

N – количество базовых компонентов в смеси;

p – давление, Па;

g_j – компонента ускорения свободного падения в направлении оси x_j , м/с²;

$h = \sum_l Y_l h_l$ – удельная энтальпия многокомпонентной смеси, Дж/кг;

$h_l = h_l^0 + \int_{T^0}^T c_{pl}(T) dT$ – удельная энтальпия базового химического компонента l , Дж/кг;

h_l^0 – удельная энтальпия базового химического компонента l при стандартной температуре T^0 , Дж/кг;

T – температура, К;

T^0 – стандартная температура, К;

c_{pl} – удельная изобарная теплоемкость базового химического компонента l , Дж/(кг·К);

$Pr \equiv \frac{\mu c_p}{\lambda}$ – число Прандтля;

λ – коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К);

q_i^R – составляющая плотности потока излучения в направлении оси x_i , Вт/м²;

$\beta_0 = k_a + \sigma_s$ – объемный коэффициент затухания;

k_a – объемный коэффициент поглощения;

σ_s – объемный коэффициент рассеяния;

I – интенсивность излучения, Вт/м²;

\vec{r} – радиус–вектор произвольного луча в угловом направлении распространения излучения \vec{S} ;

$\omega_0 = \sigma_s / \beta_0$ – альbedo рассеяния;

$I_b = \sigma T^4 / \pi$ – интенсивность излучения абсолютно черного тела, Вт/м²;

σ – постоянная Стефана – Больцмана, Вт/(м²·К⁴);

Ω' – единичный вектор телесного угла, характеризующий направление распространения теплового излучения вследствие рассеивания фотонов \vec{S}' .

Для замыкания системы уравнений добавлены дифференциальные уравнения модели турбулентности Лаундера Сполдинга:

$$\rho u_i \frac{\partial k}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + G_k + G_b - \rho \varepsilon \quad (6)$$

$$\rho u_i \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\mu \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_i} \right) + (C_{\varepsilon 1} (G_k + G_b) - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon) \frac{\varepsilon}{k} \quad (7)$$

где k – кинетическая энергия турбулентности, м²/с²;

$G_k = \mu \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$ – исходный член,

обусловленный вязкостных напряжениями, Дж/(м·с);

$G_b = \mu \frac{1}{Pr} \frac{g_i}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x_i}$ – исходный член,

обусловленный плавучестью, Дж/(м³·с);

ε – скорость диссипации кинетической энергии турбулентности, м²/с³;

$C_{\varepsilon 1}, C_{\varepsilon 2}, \sigma_k, \sigma_\varepsilon$ – эмпирические коэффициенты.

Связь между термодинамическими переменными p, T и ρ устанавливался уравнением состояния смеси идеальных газов. Дан структурный анализ одного из важнейших направлений в исследовании турбулентных течений, связанного с конструированием моделей турбулентности. Представлена классификация моделей и охарактеризованы наиболее известные их представители на ряде примеров. Преимущественное внимание уделено вопросам применения моделей турбулентности в рамках сложившихся вычислительных технологий

$$p = R \rho T \sum_l \frac{Y_l}{M_l}, \quad (8)$$

где R – универсальная газовая постоянная, Дж/(моль·К).

Дан структурный анализ одного из важнейших направлений в исследовании турбулентных течений, связанного с конструированием моделей турбулентности. Представлена классификация моделей и охарактеризованы наиболее известные их представители на ряде примеров. Преимущественное внимание уделено вопросам применения моделей турбулентности в рамках сложившихся вычислительных технологий

Система уравнений (1) – (5) дополняется граничными условиям – функциями стенки – набором полуэмпирических функций для скорости и температуры [11].

Схемы расчётных областей панельного излучателя и расчётные сетки показаны на рисунке 1.

Расчетные области покрывались неравномерными структурированными сетками, образованными одним слоем гексаэдральных ячеек. Количество расчетных ячеек в вариантах № 1, 1а, 4–7, 7а, 7б составило 1575, в варианте №2 – 3225, в варианте №3 – 4725. Угловая дискретизация расчетной области выполнена по 20 направлениям с пикселизацией 3 пиксела на контрольный угол. Стационарное решение отыскивалось методом установления по времени. Шаг интегрирования по времени равнялся 0,1 с.

Расчетные области покрывались неравномерными структурированными сетками, образованными одним слоем гексаэдральных ячеек. Количество расчетных ячеек в вариантах № 1, 1а, 4–7, 7а, 7б составило 1575, в варианте №2 – 3225, в варианте №3 – 4725. Угловая дискретизация расчетной области выполнена по 20 направлениям с пикселизацией 3 пиксела на контрольный угол. Стационарное решение отыскивалось методом установления по времени. Шаг интегрирования по времени равнялся 0,1 с.

I. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Варианты вычислительного эксперимента приведены в таблице 1.

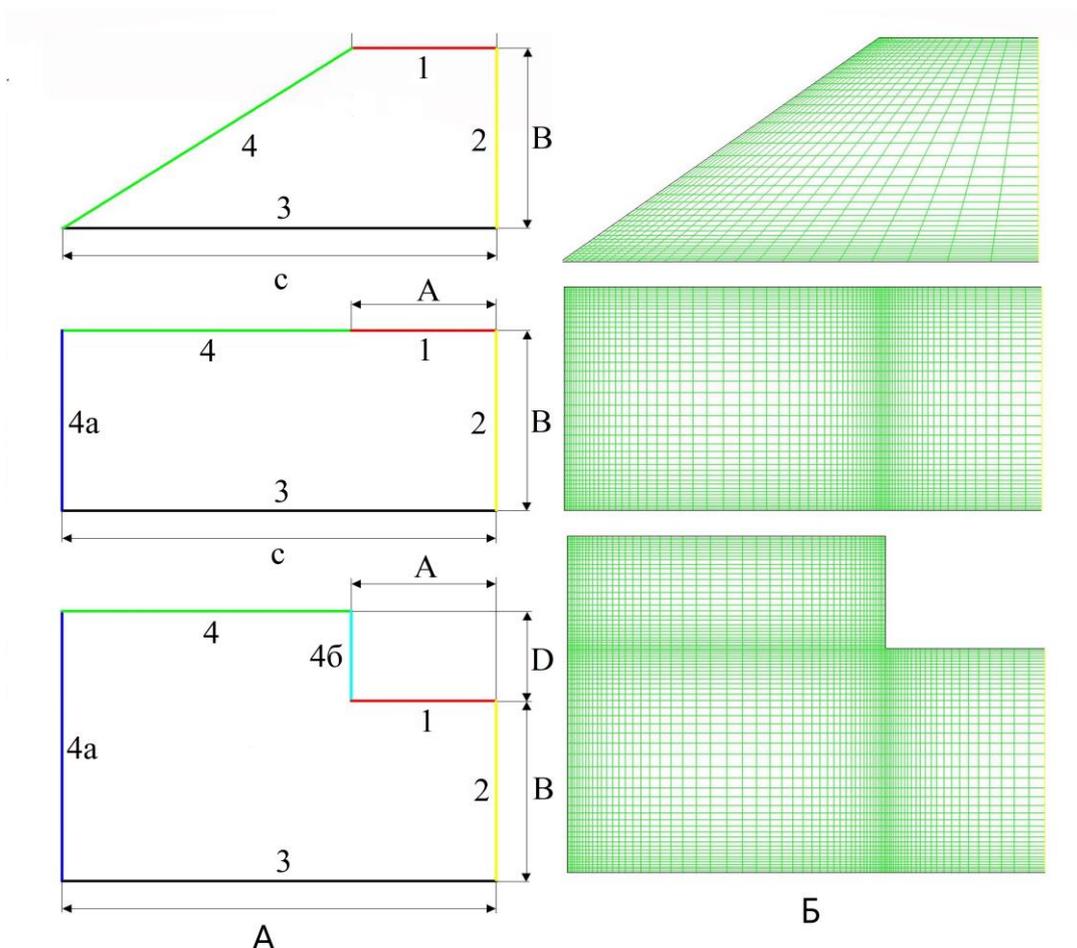


Рис. 1. А. Схемы расчетных областей: сверху вниз – варианты №1 (1 - 4, 4а, 4б); №2; №3; 1 – излучатель; 2 – плоскость симметрии; 3 – нижняя стенка; 4, 4а, 4б – боковые стенки; Б. расчетные сетки: сверху вниз – варианты №1; №2; №3.¹

Таблица 1².

Варианты вычислительного эксперимента³

Параметр	A	B	C	D	$\delta_{б.ст}$	$\delta_{н.ст}$	$\lambda_{б.ст}$	$\lambda_{н.ст}$	$\lambda_{уз}$
Ед. измерения	м	м	м		м	м	$\frac{Вт}{м \cdot ^\circ C}$	$\frac{Вт}{м \cdot ^\circ C}$	$\frac{Вт}{м \cdot ^\circ C}$
Вариант №1	0,15	0,25	0,45	-	0	0	0	∞	0
Вариант №1а	0,15	0,25	0,45	-	0	0	∞	∞	∞
Вариант №2	0,15	0,5	0,45	-	0	0	0	∞	0
Вариант №3	0,15	0,5	0,45	0,1	0	0	0	∞	0
Вариант №4	0,15	0,5	0,45	-	0	0	0	∞	0
Вариант №5	0,15	1	0,45	-	0	0	0	∞	0
Вариант №6	0,15	0,5	0,9	-	0	0	0	∞	0
Вариант №7	0,15	1	0,9	-	0	0	0	∞	0
Вариант №7а									
Вариант №7б	0,15	1	0,9	-	0,001	0,001	202,4	202,4	0
Вариант №8	0,15	2	0,9	-	0	0	0	∞	0

Варьировались следующие параметры: форма панельного излучателя, его размеры, материал стенок и наличие теплоизоляции.

Во всех расчетах температура верхней стенки принималась равной 900 °С,

радиационная температура окружающей среды +10 °С.

На распределение температуры и плотности потока излучения влияют геометрические размеры панельной

системы (размеры панели, расстояние между излучателем и панелью), конфигурация и материал панели, наличие тепловой изоляции на боковой стенке.

Влияние формы панельной системы показано на рис. 2.

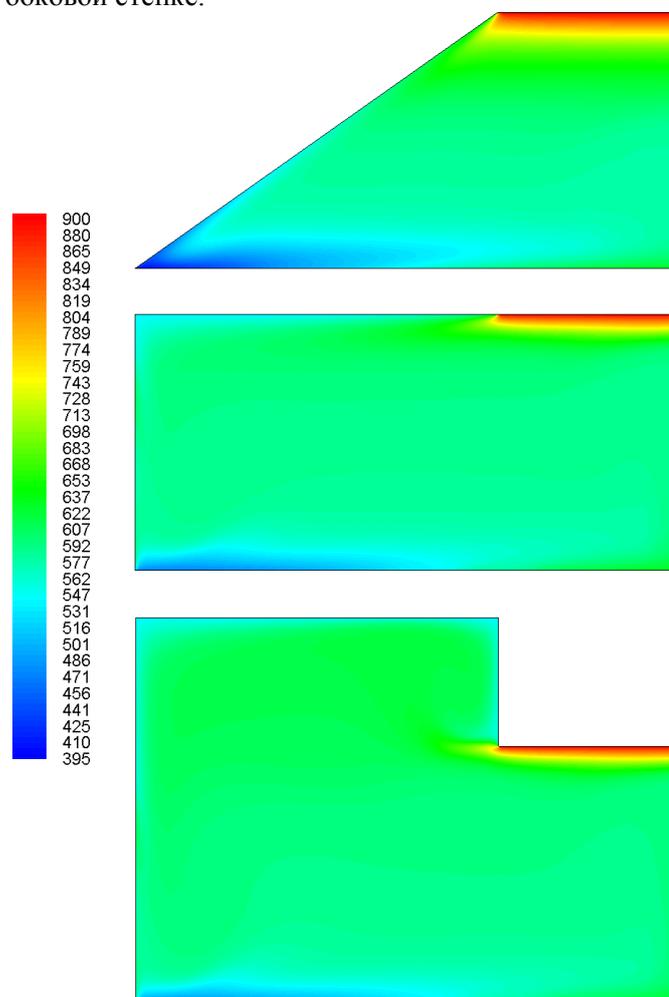


Рис. 2. Температура (°C) воздуха в панельном излучателе различной формы ($\lambda_{б.ст} = 0$; $\lambda_{н.ст} = \infty$): сверху вниз – варианты №1; №2; №3.⁴

Часть нижней стенки, расположенная под углом к излучателю, имеет более низкую температуру, чем по оси излучателя. Температура нижней стенки изменяется от 470 °C – 530 °C от дальней точки до оси излучателя (600 °C – 650 °C). Боковые стенки имеют высокую температуру, что без теплоизоляции стенок может увеличить тепловые потери. Более благоприятные условия в системе трапециевидной формы, т.к. боковая стенка отражает тепловую энергию на нижнюю стенку (рис 3).

Теплоизоляция боковых стенок обеспечивает повышение температуры воздуха в панельной системе до 600 – 650 °C (варианты №1 и 1а).

Изготовление нижней стенки из различных материалов (сталь – №7а; алюминий – №7б) приводит к более высокой температуре для стальной стенки (475 °C) по сравнению с алюминиевой (450 °C). Наблюдается теплопередача теплопроводностью вдоль панели, что приводит к понижению температуры алюминиевой панели.

Увеличение высоты панельной системы от 0,25 м до 2 м (ширина от 0,90 до 1,8 м) приводит к понижению плотности потока излучения от $200 \cdot 10^3$ Вт/м². При этом температура нижней стенки составляет значения 400 – 650 °C. Увеличение ширины нижней стенки от 0,90 м до 1,8 м при высоте 0,5 м приводит к изменению

⁴Appendix 1

плотности потока излучения от (105 – 160) Вт/м² до (50 – 120) Вт/м² при ширине панели 1,8 м.

Показано, что по оси излучателя плотность потока излучения имеет максимальные значения и уменьшается при изменении угла потока излучения (рис 4).

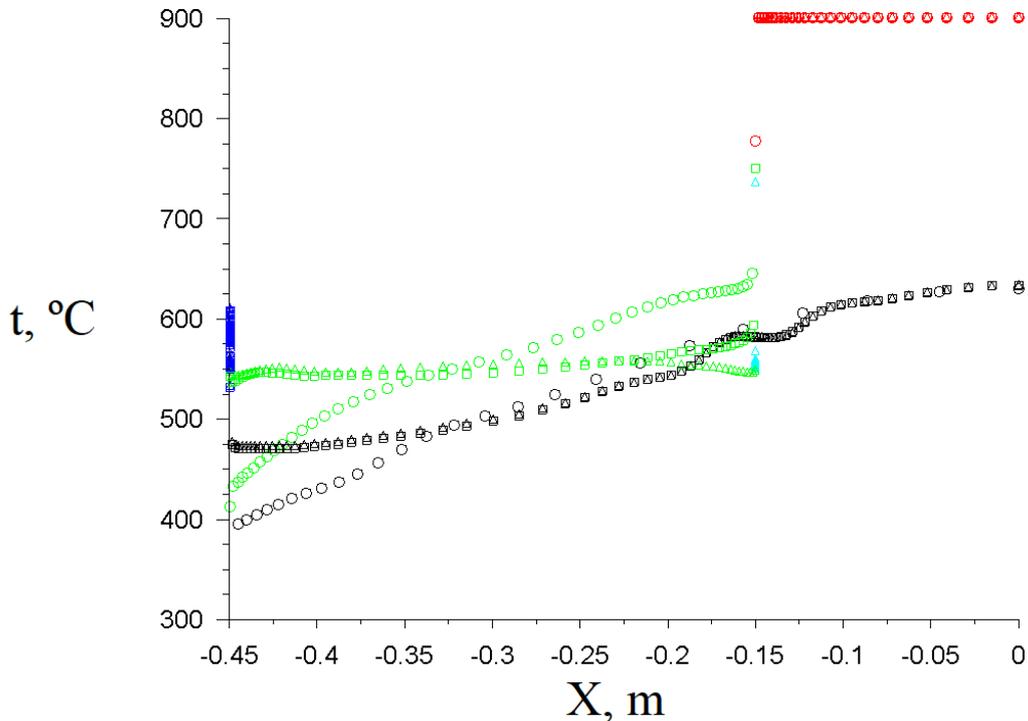


Рис. 3. Температура (°C) стенок панельных излучателей различной формы ($\lambda_{б.ст} = 0$; $\lambda_{н.ст} = \infty$): ○ – вариант №1; □ – вариант №2; Δ – вариант №3; красный – излучатель; черный – нижняя стенка; зеленый – боковая стенка; синий и голубой – вертикальные участки боковой стенки варианта №3.⁵

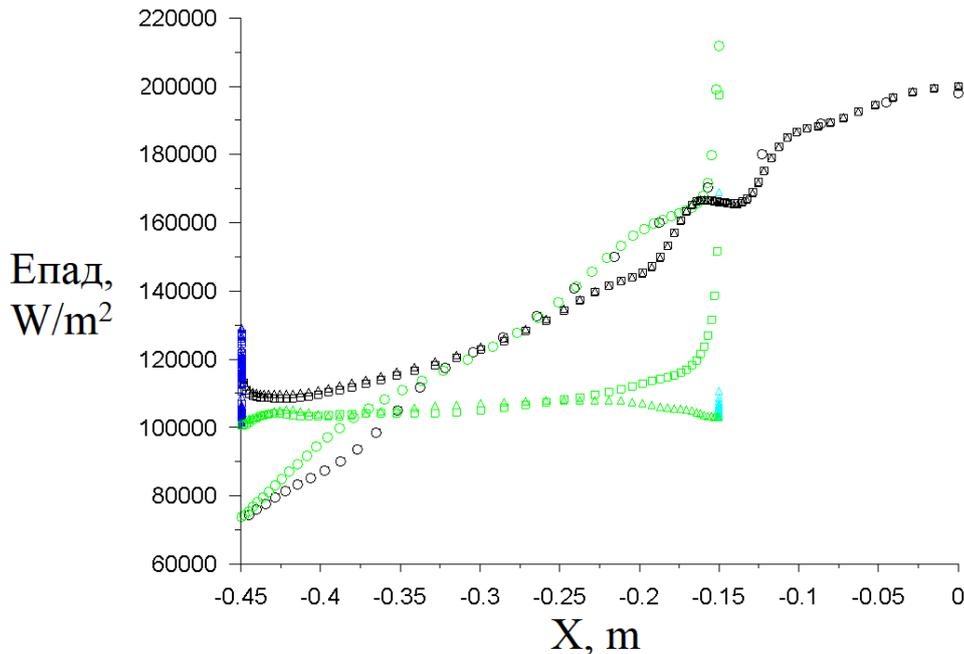


Рис. 4. Плотность потока излучения (Вт/м²) на стенках панельных излучателей различной формы ($\lambda_{б.ст} = 0$; $\lambda_{н.ст} = \infty$): ○ – вариант №1; □ – вариант №2; Δ – вариант №3; черный – нижняя стенка; зеленый – боковая стенка; синий и голубой – вертикальные участки боковой стенки варианта №3.⁶

Температура нижней стенки в зависимости от ширины изменяется от 475 до 575 °С при ширине панели 0,9 м до 400 – 625 °С при ширине панели 1,8 м.

Таким образом, на температуру нижней стенки ее ширина влияет более существенно, чем высота панельной системы (таблица 2, рисунок 5).

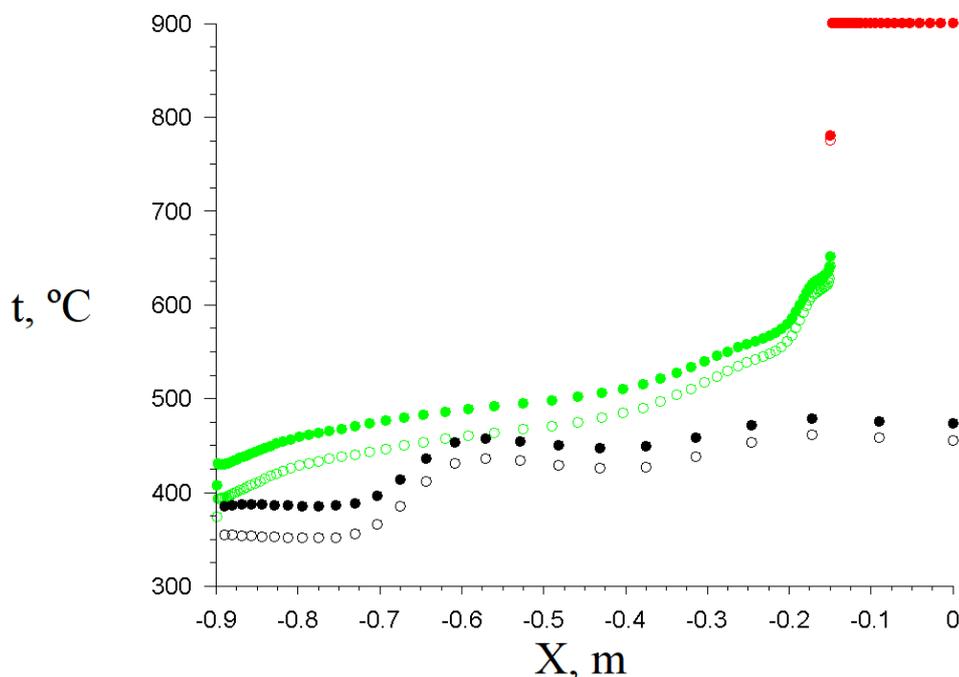


Рис. 5. Температура (°С) стенок панельных излучателей, выполненных из различных материалов ($C = 0,9$ м): ● – вариант №7а ($\lambda_{б.ст} = \lambda_{н.ст} = 16,27$ Вт/(м·°С) (сталь), $\delta_{б.ст} = \delta_{н.ст} = 1$ мм, боковая стенка теплоизолирована ($\lambda_{из} = 0$)); ○ – вариант №7б ($\lambda_{з.ст} = \lambda_{н.ст} = 202,4$ Вт/(м·°С) (алюминий), $\delta_{з.ст} = \delta_{н.ст} = 1$ мм, боковая стенка теплоизолирована ($\lambda_{из} = 0$)); красный – излучатель; черный – нижняя стенка; зеленый – боковая стенка.⁷

Изменение соотношения высоты (B) и ширины панельной системы (C) приводит к тому, что при значении $B:C = 1:6$, значение температуры нижней стенки становится практически постоянным, и неравномерность составляет 21% (вариант 7а). Таким образом теплота, передаваемая газовым высокотемпературным излучателем, преобразуется в теплоту комфортного длинноволнового низкотемпературного излучения.

В качестве оптимального может быть предложен панельный излучатель трапециевидной формы шириной 1800 мм и высотой 1000 мм, выполненный из листовой стали толщиной 1 мм с теплоизолированными боковыми стенками (вариант №7а).

Результаты численного исследования показывают, что применение панельных излучателей позволяет улучшить равномерность плотности излучения путём

увеличения угла потока излучения и формы нижней панели: профиль излучающей нижней панели выполняется выпуклым, многоступенчатым или многорёберным.

Заключение. В результате численного исследования установлено, что наблюдается влияние геометрических параметров излучателя и панели; установлено также, что более эффективными являются излучатели трапециевидной формы, выполненные из листовой стали толщиной 1 мм с теплоизолированной стенкой; установлено, что температура поверхности панели излучателя изменяется от 426 до 547 °С (вариант №8 и №4 соответственно) при уменьшении расстояния панели до поверхности излучателя от 2,0 м до 0,5 м, при уменьшении ширины панели от 1,8 м до 0,9 м соответственно; установлено влияние коэффициента теплопроводности (сталь – $\lambda_{ст} = 16,27$ Вт/м·К; алюминий –

⁷Appendix 1

$\lambda_{\text{ал}}=202 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$) материала излучающей панели, при этом температура излучающей алюминиевой поверхности равняется $350 - 425 \text{ }^\circ\text{C}$, стальной – соответственно $400 - 450 \text{ }^\circ\text{C}$.

Результаты численного исследования, полученные в настоящей работе, указывают на возможность создания более равномерной плотности потока излучения при размещении дополнительных панелей вокруг высокотемпературного излучателя.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** A. Schemes of computational domains: from top to bottom – options No. 1 (1a, 4–7, 7a, 7b); No. 2; No. 3; 1 – emitter; 2 – plane of symmetry; 3 – bottom wall; 4, 4a, 4b – side walls; B. settlement grids: from top to bottom – options No. 1; No. 2; No. 3.

^{2,3}**Table 1.** Options for a computational experiment.

⁴**Fig. 2.** Temperature ($^\circ\text{C}$) of air in a panel emitter of various shapes ($\lambda_{\text{s.w.}}=0$; $\lambda_{\text{b.w.}}=\infty$): from top to bottom – options No. 1; No. 2; No. 3.

⁵**Fig. 3.** Temperature ($^\circ\text{C}$) of the walls of panel emitters of various shapes ($\lambda_{\text{s.w.}}=0$; $\lambda_{\text{b.w.}}=\infty$): \bigcirc – option No. 1; \square – option number 2; Δ – option number 3; red – emitter; black – bottom wall; green – side wall; blue and cyan – vertical sections of the side wall of option No. 3.

⁶**Fig. 4.** The radiation flux density (W/m^2) on the walls of panel emitters of various shapes ($\lambda_{\text{s.w.}}=0$; $\lambda_{\text{b.w.}}=\infty$): \bigcirc – option No. 1; \square – option number 2; Δ – option number 3; black – bottom wall; green – side wall; blue and blue – vertical sections of the side wall of option No. 3.

⁷**Fig. 5** Temperature ($^\circ\text{C}$) of the walls of panel emitters made of various materials ($C=0.9 \text{ m}$): \bullet – option No. 7a ($\lambda_{\text{s.w.}}=\lambda_{\text{b.w.}}=16.27 \text{ W/(m}\cdot\text{}^\circ\text{C)}$ (steel), $\delta_{\text{s.w.}}=\delta_{\text{b.w.}}=1 \text{ mm}$, the side wall is thermally insulated ($\lambda_{\text{ins.}}=0$)); \bigcirc – option No. 7b ($\lambda_{\text{back w.}}=\lambda_{\text{b.w.}}=202.4 \text{ W/(m}\cdot\text{}^\circ\text{C)}$ (aluminum), $\delta_{\text{back w.}}=\delta_{\text{b.w.}}=1 \text{ mm}$, the side wall is thermally insulated ($\lambda_{\text{ins.}}=0$)); red – emitter; black – bottom wall; green – sidewall.

Литература (References)

[1] Yazovtsev V.V., Miridonov V.A., Vershilova V.A., *Bezopasnost' sistem gazovogo luchistogo otopleniya*, [Safety of Gas Radiant Heating Systems] AVOC, no. 1, 2011. p. 64–68.
 [2] Kurilenko N. I., *Nauchno–tekhnicheskie osnovy formirovaniya mikroklimata promyshlennykh ob`ektov s luchistymi sistemami otopleniya* [Scientific and Technical Basis for the Formation of the Microclimate of Industrial Facilities with

Radiant Heating Systems]. Avtoreferat diss. doktora tekhnicheskikh nauk – Abstract dis. doctor of technical sciences, Tyumen', 2015.
 [3] Slesarev D.Yu., *Sovershenstvovanie szhiganiya gazovogo topliva v gorelках infrakrasnogo izlucheniya svetlogo tipa* [Improving the Burning of Gas Fuel in Light-type Infrared Radiation Burners], Avtoref. diss. kand. tekhn. nauk – Abstract dis. candidate of technical sciences, Penza, 2009.
 [4] Slesarev D.Yu., Pelipenko V.N., Kubis V.A., *Sposob povysheniya energoeffektivnosti i ekologicheskikh pokazateley gazovykh infrakrasnykh gorelok svetlogo tipa* [A Way to Improve Energy Efficiency and Environmental Performance of Light-type Infrared Gas Burners], *Izv. VUZov, Stroitel'stvo*, Novosibirsk, 2009. No. 10. p. 55–59.
 [5] Kuznetsov G.V., Kurilenko N.I., Maksimov V.I., Mamontov G.Ya., Nagornova T.A., *Teploperenos pri nagreve lokal'noy oblasti krupnogabaritnogo proizvodstvennogo pomesheniya gazovymi infrakrasnymi izluchatelyami* [Heat Transfer During the Heating of the Local Area of a Large-sized Industrial Building by Gas Infrared Radiators]. *Inzhenerno–fizicheskiy zhurnal - Engineering Physics Journal*, 2013. V. 86, №3. p. 489–494.
 [6] Kurilenko N.I., Chekardovskiy M.N., Mikhaylova L.Yu., Ermolaev A.N., *Povyshenie koeffitsienta poleznogo deystviya luchistoy sistemy otopleniya s primeneniem v kachestve otopitel'nykh priborov «svetlykh» gazovykh infrakrasnykh izluchateley* [Increasing the Efficiency of the Radiant Heating System Using “Light” Gas Infrared Radiators as Heating Devices]. *Inzhenernyy vestnik Dona*, 2015. No. 4.
 [7] Pelipenko V.N., Slesarev D.Yu., *Gazovye gorelki infrakrasnogo izlucheniya* [Gas Burners of Infrared Radiation], Tolyatti: Izd–vo TGU, 2012.
 [8] Solnyshkova Yu.S., *Sovershenstvovanie sistem radiatsionnogo otopleniya zdaniy s tsel'yu sberezheniya energeticheskikh resursov* [Improving the Radiation Heating Systems of Buildings in order to Save Energy Resources]. Avtoref. diss. kand. tekhn. nauk - dis. candidate of technical sciences, Ivanovo. 2012.
 [9] Shivanov V.V. *Obespechenie teplovogo rezhima proizvodstvennykh pomesheniy sistemami gazovogo luchistogo otopleniya* [Provision of the Thermal Regime of Industrial Premises with Gas Radiant Heating Systems]. Avtoref. diss. kand. tekhn. nauk - Abstract dis. candidate of technical sciences, Nizhniy Novgorod, 2007.

- [10] Avdeeva S.M., Redko A.A., Bolotskikh N.N., *Sistema gazovogo panel'no-luchistogo otopleniya proizvodstvennogo pomesheniya* [System of Gas Panel-Radiant Heating of Industrial Premises], Sbornik nauchnykh trudov KHNUSA «Nauchnyy vestnik stroitel'stva», №43. S. 219–222.
- [11] A. Redko, R. Dzhyoiev, A. Davidenko, S. Pavlovskiy, A. Pavlovskaya, I. Redko, N. Kulikova, O.Redko, Aerodynamic Processes and Heat Exchange in the Furnace of a Steam Boiler with a Secondary Emitter, *Alexandria Engineering Journal*. 2019. V. 58, Is. 1. P. 89–101.
<https://doi.org/10.1016/j.aej.2018.12.006>
- [12] Akhramovich A.P., Dmitriev G.M., Kolosov V.P. *Optimizatsiya sistem infrakrasnogo obogreva proizvodstvennykh tsekhov* [Optimization of Infrared Heating Systems in Production Facilities]. – Prom. Teplotekhnika. – Kiev. – 2012. –№ 2.
- [13] Dmitriev G.M. avtoreferat dissertatsii «Bazovaya model' sopryazhennogo rascheta optimal'nykh parametrov sistemy infrakrasnogo obogreva tsekhov priborostroitel'nykh predpriyatiy [The basic model of the coupled calculation of the optimal parameters of the infrared heating system of instrument-making enterprise workshops].» – GNU Obedinyonnyy institut energeticheskikh i yadernykh issledovaniy – Sosny NAN Belarusi. – Minsk. – 2003.
- [14] Nagornova T. A., Lipchinskiy D. A. Heat transfer in heated industrial premises with using radiant heating system. *Proc. International Youth Scientific Conference "Heat and Mass Transfer in the Thermal Control System of Technical and Technological Energy Equipment"*, Tomsk, 2017.
- [15] Martinopoulos G., Papakostas K. T., Papadopoulos A. M. A comparative review of heating systems in EU countries, based on efficiency and fuel cost. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*. Vol. 90, 2018, pp. 687-699.
- [16] Kuznetsov G.V., Kurilenko N.I., Nee A.E. Mathematical modelling of conjugate heat transfer and fluid flow inside a domain with a radiant heating system. *International Journal of Thermal Sciences*. Vol. 131, 2018, pp. 27-39.
- [17] Lee S., Park B., Kim J., Kato S. Evaluation of thermal characteristics on a multi-sheet-type radiant panel heating system. *Journal of Building Engineering*. Vol. 8, 2016, pp. 48-57.
- [18] Kreslins A., Ikaunieks A., Pshenichnaya Y. Ceiling Panels Radiant Heating Systems. *Proc. Indoor Air and Environment Quality: XI Studying Conference*, Vietnam, Hanoi, 2013.
- [19] Cvetković D., Čuković S., Ghionea G. I. Exergy metrication of low temperature panel heating systems. *ACTA TECHNICA NAPOCENSIS*. Vol. 60, Is. II., 2017, pp. 193-198.
- [20] Seyam S., Huzayyin A., El-Batsh H., Nada S. Experimental and numerical investigation of the radiant panel heating system using scale room model. *Energy and Buildings*. Vol. 82, 2014, pp. 130-141.
- [21] Sarbu I, Mirza M., Crasmareanu E. Performance of Radiant Heating Systems of Low-Energy Building. *Proc. World Multidisciplinary Civil Engineering-Architecture-Urban Planning Symposium*, Prague, 2017.
- [22] Sarbu I., Sebarchievici C. A study of the performances of low-temperature heating systems, *Energy Efficiency*. vol. 8, 2015, pp. 609-627.
- [23] Hesaraki A., Holmberg S., Energy performance of low temperature heating systems in five new-built Swedish dwellings: A case study using simulations and on-site measurements. *Building and Environment*. Vol. 64, 2013, pp. 85-93.
- [24] Bojic M., Cvetkovic D., Miletic M., Malesevic J., Boyer H. Energy, cost, and CO2 emission comparison between radiant wall panel systems and radiator systems. *Energy and Buildings*, vol. 54, 2012, pp. 496-502.
- [25] Athienitis AK, Chen Y, "The effect of solar radiation on dynamic thermal performance of floor heating systems," *Solar Energy*, 69(3), pp. 229-237, (2000).
- [26] Martínez PJ, Velázquez A, Viedma A, "Performance analysis of a solar energy driven heating system," *Energy and Buildings*, 37(10), pp. 1028-1034, (2005).
- [27] Zhao K, Liu X-H, Jiang Y, "Dynamic performance of water-based radiant floors during start-up and high-intensity solar radiation," *Solar Energy*, 101, pp. 232-244, (2014)
- [28] Ma H, Li C, Lu W, Zhang Z, Yu S, Du N, "Investigation on a solar-groundwater heat pump unit associated with radiant floor heating," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 75, pp. 972-977, (2017).
- [29] Ren J, Zhu L, Wang Y, Wang C, Xiong W, "Very low temperature radiant heating/cooling indoor end system for efficient use of renewable energies," *Solar Energy*, 84(6), pp. 1072-1083, (2010).
- [30] Jianxia L, Pingping Z, "Application analysis of solar heat pump - floor radiant heating system in Northwest China," 163-167, (2011).
- [31] Zhao K, Liu X-H, Jiang Y, "On-site measured performance of a radiant floor cooling/heating system in Xi'an Xianyang International

Airport," Solar Energy, 108, pp. 274-286, (2014).

- [32] ASHRAE Handbook. Fundamentals, SI ed. American Society of Heating, Refrigerating and Air Conditioning Engineers: Atlanta, GA, USA (2009).

Сведения об авторах.



Редько Андрей Александрович

Доктор технических наук, профессор каф. ТГВ и ТВЕР, ХНУСА. Область научных интересов: использование возобновляемых источников энергии, низкопотенциальной энергии, тепломассообмен, термодинамика.

E-mail: andrey.ua-mail@ukr.net

Бурда Юрий Александрович



Кандидат технических наук, ассистент каф. ТГВ и ТВЕР, ХНУСА. Научные интересы: очистка вентиляционных выбросов, рациональное использование продуктов сгорания котлов, альтернативная энергетика, термодинамика.

E-mail: burda.yurii.1991@gmail.com

Редько Александр Федорович



Доктор технических наук, заведующий каф. ТГВ и ТВЕР, ХНУСА. Область научных интересов: использование возобновляемых источников энергии, низкопотенциальной энергии, тепломассообмен, термодинамика.

E-mail: redko.af@gmail.com



Куликова Наталья Валерьевна

Кандидат технических наук, ассистент, каф. ТГВ и ТВЕР, ХНУСА. Область научных интересов: установки для рекуперации тепловой энергии, коэффициент полезного действия на тепловых трубках, геотермальная энергия, тепломассообмен, термодинамика.

E-mail: natikkulikova@rambler.ru

Павловский Сергей Валерьевич



Кандидат технических наук, ассистент каф. ТГВ и ТВЕР, ХНУСА. Научные интересы: низкопотенциальная энергетика, рациональное использование продуктов сгорания котлов, геотермальная энергия, тепломассообмен, термодинамика.

E-mail: pavlovskiy.sv1@gmail.com

Пивненко Юрий Александрович



Кандидат технических наук, ассистент каф. ТГВ и ТВЕР, ХНУСА. Научные интересы: низкопотенциальная энергетика, кипящий слой, солнечная энергия, теплофизика.

E-mail: Pivnenko.Yura@gmail.com

Study of Prospects of Two-Phase Gravity Thermosiphons Used in Waste Heat Boilers of Cogeneration Units

Dolganov Yu.A., Yepifanov A.A., Patsurkovskiy P.A., Sorokina T.N., Lychko B.M.
Admiral Makarov National University of Shipbuilding
Mykolaiv, Ukraine

Abstract. The significance of this work is justified by the lack of experimental data on the operation of thermosiphons as part of the waste heat boilers (WHB) with gas turbine engines (GTE), whose capacity is from 2 to 10 MW. The aim of the work was achieved by physical modeling of the heat transfer process in the thermosiphon cavity in the range of heat loads from 0.5 to 17 kW/m². The study of the internal temperature difference of two-phase gravity thermosiphons at thermal loads up to 17 kW/m² was performed experimentally. The paper shows a scheme of the experimental research stand. The graphical dependence of the temperature difference in the thermosiphon cavity on the heat flux density is presented. The root-mean-square error of experimental results was calculated, being up to 5.7%. The significance of the obtained results lies in that the existing calculation method was improved due to the mathematical dependences obtained for calculations of the internal temperature difference, and became applicable in the calculation of heat exchangers based on two-phase thermosiphons operating in the heat load range of up to 17 kW/m². The experiments performed confirm the competitiveness and high thermal efficiency of the two-phase gravitational thermosiphons under the regime conditions typical for the WHB plants. This makes promising the use of the two-phase gravitational thermosiphons compared to traditional coil heating surfaces.

Keywords: two-phase gravitational thermosiphon, waste heat boiler, heat flow density, thermal resistance.

DOI: 10.5281/zenodo.3713407

UDC: 536.24

Studiul perspectivelor utilizării termosifoanelor gravitaționale în două faze în cazanele termice utilizatoare ale instalațiilor de cogenerare

Dolganov Yu.A., Epifanov A.A., Patsurkovskiy P.A., Sorokina T.N., Lychko B.M.
Universitatea Națională de Construcții Navale, amiralul Makarov
Nikolaev, Ucraina

Rezumat. Lipsa datelor experimentale privind funcționarea termosifoanelor în componența cazanelor termice utilizatoare ale centralelor electrice cu turbine cu gaz (GTE) cu o capacitate de la 2 până la 10 MW determină relevanța acestei lucrări. Scopul lucrării în obținerea relațiilor pentru calcularea diferenței de temperatură internă a termosifoanelor la sarcini termice de la 0,5 la 17 kW / m². Obiectul cercetării îl reprezintă parametrii și caracteristicile procesului de recuperare a căldurii în elementele cazanelor de recuperare a termosifonului, ca parte a circuitelor de recuperare a căldurii din centralele de cogenerare cu gaz-abur (ITGA). A fost realizat experimental studiul diferenței de temperatură internă a termosifoanelor gravitaționale în două faze la sarcini termice de până la 17 kW / m². Lucrarea prezintă o diagramă a unui stand de cercetare experimentală. Rezultatele cele mai semnificative ale lucrării se prezintă relații de calcul a diferenței interne de temperatură în intervalul de sarcină termică de la 0,5 la 17 kW / m². Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul, că metoda de calcul existentă a fost îmbunătățită datorită dependențelor matematice obținute ale calculului diferenței de temperatură internă și a devenit aplicabilă pentru calculul schimbătoarelor de căldură pe baza termosifoanelor cu două faze, care operează în gama de sarcini termice până la 17 kW / m². Experimentele confirmă competitivitatea și eficiența termică ridicată a termosifoanelor gravitaționale în două faze în condiții de funcționare, tipice pentru cazanele termice utilizatoare ale instalațiilor de cogenerare, ceea ce le face mai promițătoare în comparație cu suprafețele tradiționale de încălzire de tip spirală.

Cuvinte-cheie: sifon gravitațional bifazic, cazan de căldură utilizator, densitate de flux de căldură, rezistență termică.

Исследование перспектив использования двухфазных гравитационных термосифонов в котлах-утилизаторах когенерационных установок

Долганов Ю.А., Епифанов А.А., Пацурковский П.А., Сорокина Т.Н., Личко Б.М.
Национальный университет кораблестроения имени адмирала Макарова, Николаев, Украина
Аннотация. Отсутствие экспериментальных данных по работе термосифонов в составе котлов-утилизаторов энергетических установок с газотурбинными двигателями (ГТД) мощностью от 2 до 10

МВт обуславливает актуальность данной работы. Целью работы является получение зависимостей для расчета внутреннего температурного перепада термосифонов при тепловых нагрузках от 0.5 до 17 кВт/м². Поставленная задача достигается путем физического моделирования процесса теплообмена в полости термосифона в диапазоне тепловых нагрузок от 0.5 до 17 кВт/м². Предметом исследования являются параметры и характеристики процесса утилизации теплоты в элементах термосифонных котлов-утилизаторов в составе теплоутилизационных контуров когенерационных газопаротурбинных установок (ГПТУ). Исследование внутреннего температурного перепада двухфазных гравитационных термосифонов при тепловых нагрузках до 17 кВт/м² проводилось экспериментальным путем. В работе представлена схема экспериментального исследовательского стенда. Наиболее существенными результатами работы являются полученные зависимости, которые позволяют осуществлять расчет внутреннего температурного перепада в диапазоне тепловых нагрузок от 0.5 до 17 кВт/м². Представлена графическая зависимость температурного перепада в полости термосифона от плотности теплового потока. Рассчитана среднеквадратичная погрешность результатов экспериментальных исследований, которая не превышает 5.7 %. Значимость полученных результатов состоит в том, что существующая методика расчета была усовершенствована за счет полученных математических зависимостей расчета внутреннего температурного перепада, и стала применима для расчетов теплообменных аппаратов на базе двухфазных термосифонов, работающих в диапазоне тепловых нагрузок до 17 кВт/м². Проведенные опыты подтверждают конкурентоспособность и высокую тепловую эффективность двухфазных гравитационных термосифонов в режимных условиях, характерных для котлов-утилизаторов когенерационных установок, что обуславливает перспективность их использования по сравнению с традиционными змеевиковыми поверхностями нагрева.

Ключевые слова: двухфазный гравитационный термосифон, котел-утилизатор, плотность теплового потока, термическое сопротивление.

Introduction

The development of power engineering based on gas turbine and gas-and-steam turbine technologies provides increasing the thermal power plants efficiency and reducing their negative impact on the environment. Against the backdrop of energy systems decentralization, cogeneration GSTP based on the GTE with capacity from 2 to 10 MW is promising for the application in the power engineering.

An important element of the GSTP heat recovery circuit (HRC) is a WHB. On the one hand the use of the coil heating surfaces and forced circulation in the evaporating circuit of the WHB vertical arrangement provides an increase in the compactness of the HRC, and on the other it reduces the reliability of operation because of the failure of the coils [1-5]. Horizontal waste heat boiler (WHB) design with a natural circulation in the evaporator circuit has a specific quantity of metal structure, as well as greater aerodynamic resistance under equal conditions of design and operation, which decreases the whole plant capacity [6-9]. The thermosiphon heating surfaces with a natural circulation in horizontal WHB can increase the efficiency of heat recovery and the reliability of the whole plant [10-15].

Heat utilization is studied by the leading educational institutions, academic institutes and heat exchange equipment manufacturers, using the heat exchangers based on two-phase thermosiphons. However, the knowledge and

recommendations concerning thermosiphon WHB use in gas steam turbine plant design are absent.

The existing methods for thermosiphon WHB calculation have a large number of assumptions, like not to take into account the internal temperature difference in thermosiphons and the rate of natural circulation in the evaporative circuit, that leads to the WHB heat transfer coefficient and power coefficient errors [13-17].

Recent studies describe the two-phase thermosiphons and contain information on their operation as to heat transfer agents, such as, deionized water, the water based on titanium dioxide and gold nanofluids with different concentrations as working fluids [18], water nanofluids based on Al₂O₃ [19], and water with iron oxide nanoparticles [20].

The authors of [18] note that the long-term experiments carried out with 0.3% of nanoparticles indicate a massive aging of the porous layer on nanoparticles on the evaporator surface. This fact makes the practical use of nanofluids inexpedient. Thus, it is advisable to use traditional coolants in high-capacity power plants, which contain thermosiphons in their structure.

In [21], the designs of heat exchangers and the peculiarities of their operation as being part of two-phase thermosiphons under heat load on thermosiphon up to 3 kW/m² are considered in sufficient detail.

At present, there are no data on the features of the thermosiphons in the WHB structure for the high-capacity power plants from 2 to 10 MW, where the thermal load value per thermosiphon is above 3 kW/m².

Thus, the researches aimed at obtaining the knowledge and regulations on the thermosiphons used in the WHB of the cogeneration GSTP are relevant.

A number of dependences and recommendations for the calculation of internal thermal resistance are given in the works of scientists, who study the internal processes in heat pipes, thermopile and thermosiphons. In particular, in [21] for thermosiphons with natural circulation, the thermal resistance of the steam flow is presented as following:

$$R_{int} = \frac{h \cdot t_{s,ts} \cdot q_{ts} (\rho_w - \rho_s)}{r \cdot \rho_s \cdot q_F \cdot d_{ts}}, \quad (1)$$

where h is the height difference between the liquid level in the condenser and evaporator, m; q_{ts} is the heat flux density related to the surface area of the heat supply, W/m².

However, the calculations using formula (1) give a significant error at thermal loads more than 3 kW/m² due to neglecting the hydrodynamic friction of the vapor stream on the condensate film, flowing into the evaporation zone and simplifying the length difference between the evaporation and condensation zones.

In [22], the following dependence for determining the internal heat differential of the actuating medium for the steam thermopile is offered:

$$\Delta t_{ts} = \frac{g \cdot t_{s,ts} (l_{ev} - l_c)}{2r} + 16 \frac{l_{ev}^2 \cdot q_F \cdot \mu_s \cdot t_{s,ts}}{d_{ts}^3 \cdot r^2 \cdot \rho_s^2}, \quad (2)$$

Equation (2) was obtained for the condition of laminar fluid and vapor motion with thermal loads less than 300 W/m² and was recommended for the use heat carriers such as kerosene and freon-12.

Another dependence was recommended in [12] for calculations of the internal thermal resistance of thermosiphons in the range of thermal loads up to 10 kW/m²:

$$R_{int} = \frac{q_{ts}^{0.333}}{A^{1.333}}, \quad (3)$$

where A is the coefficient with taking into account geometric parameters of thermosiphon and the physical properties of the heat carrier.

$$A = 0.56 \cdot \pi \cdot d_{ts}^{0.75} \left[\frac{r_w \cdot \rho_w^2 \cdot \lambda_w^3 \cdot g}{\nu_w} \right]^{0.25} \cdot \left[\frac{2l_{ev}}{l_{ev} + l_c} \left(\frac{l_{ev} + l_c}{l_{ev}} - \frac{l_c}{l_{ev}} \right)^{0.5} \right] \quad (4)$$

None of the above mentioned dependencies can't give reliable results and therefore cannot be used for thermal calculation of heat exchangers for the cogeneration GSTP waste heat boilers with $q_{ts} = 0.5 \dots 17$ kW/m².

In the existing methods of thermosiphon heat exchangers calculation [21, 23], one of the assumptions is to determine the thermal power by the average temperature in the cavity of the thermosiphon, which introduces a significant error.

Problem setting

The main purpose of the research is to obtain dependences for the thermosiphons internal temperature difference calculation at thermal loads up to 17 kW/m².

The subject of the research is the parameters and characteristics of the heat recovery processes in the elements of the WHB thermosiphon as part of heat recovery circuits of the cogeneration GSTP.

Results and Discussion

This research is based on the physical modeling method. It was used in experimental studies of the internal temperature difference of two-phase gravity thermosiphons at thermal loads of $q_{ts} = 0.5 \dots 17$ kW/m².

The technique of experimental research includes the followings: experiment planning, analysis of the obtained results and error estimation, verification of the results acceptability and their interpretation, presentation of the obtained data in an orderly visual form.

The most important characteristic of experimental studies is the error of direct and indirect measurements. The error of the basic measurements error was evaluated at the planning stage of the experiment. This allowed

choosing the most rational technique for conducting the experiment. In the literature [24, 25] the principle of choosing the required number of measurements is given. A total measurement error excludes systematic Δ_s and random error Δ_{re} . For the experimental research

of the internal temperature difference of thermosiphons, the condition $2\Delta_s \approx \Delta_{re}$ was fulfilled. The number of measurements taken for each conditionally constant mode was equal 5.

The technique of the experiment and the errors determination are presented in Fig. 1.

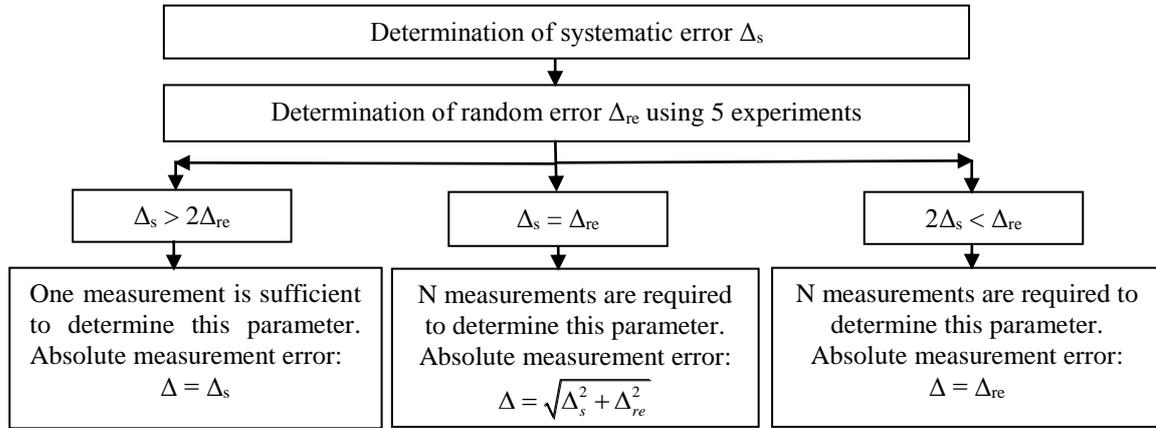


Fig.1. The technique of the experiment and errors determination.

The experimental stand was designed for carrying out the working process in two-phase gravity thermosiphons. This stand is shown in Fig. 2. It allows direct monitoring the processes occurring in all zones of the thermosiphon, as well as simulating the operating conditions, which are typical for the WHB of the GSTP.

The working area of this stand is made of tube of transparent quartz glass with an internal diameter 25 mm and the glass thickness of 1.5 mm. The length of the evaporation zone was 1.0 m and the length of the condensation zone varied from 0.2 to 0.5 m.

A three-way valve with a vacuum manometer for measuring pressure inside the thermosiphon and the Maevskii air-purge valve for vacuuming the thermosiphon were connected to the upper part of the evaporation zone.

The thermosiphon filling-in was carried out with the help of heat carrier through the top valve. The heat carrier removal from the thermosiphon occurred through the valve at the bottom of the thermosiphon.

An important step in the design of the heat transfer systems with thermosiphons is the correct choice of the heat carrier and case material, because it affects the service life and metal consumption of the device as a whole.

The choice of the heat carrier was performed based on the physical properties analysis.

Water is the best heat carrier by many parameters (heat transfer, cost, availability, fire

and explosive risk) according to the analysis of thermophysical properties [21, 23].

That is why the distilled water was used as the heat carrier.

During creation of the working area, special attention was paid to the removal of non-condensing gases (air) from the cavity of the thermosiphon.

The incomplete air removal forms additional thermal resistance, which reduces the intensity of heat transfer.

The impact of air increases with its volume and is especially pronounced in the reduced pressure and low thermal loads areas. Vacuuming of the thermosiphon was carried out by evaporation of the heat carrier.

As a result, the air was deflated by the formed steam through the Maevskii air-purge valve.

The heat carrier heating in the thermosiphon was performed using a 0.5-diameter nichrome wire electrical heater.

The wire was wound over the entire height of the evaporation zone with a pitch of 10-15 mm, so it was possible to observe the processes in the pipe.

The heater power was controlled using an autotransformer and measured by ammeter and voltmeter.

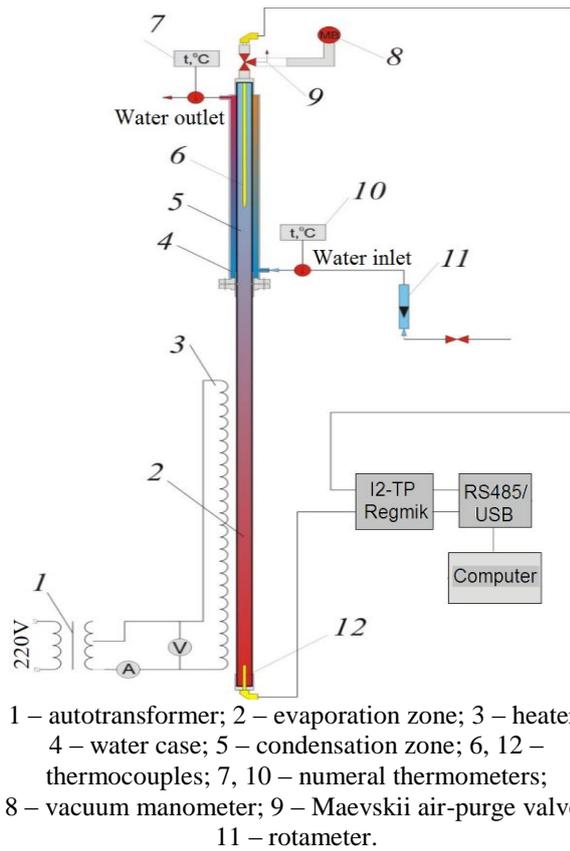


Fig.2. Scheme of the experimental installation for the thermosiphon analysis.

The condensation zone of the thermosiphon was cooled by water, which was pumped through the circular space between the thermosiphon tube and the water case. The valve was used to control water consumption. It was measured by the PC-5 type rotameter. The water temperature was measured by the digital thermometers with a graduation mark of 0.1 °C at the inlet and outlet of the water case.

The working area was equipped with thermocouples for internal working processes and thermosiphon thermal modes study. The temperature of the heat carrier in the evaporation zone was measured by the THK-002 L100 temperature sensor (chromel-copel thermocouple with a 100-mm working section length), which was set from the lower end of the pipe and sealed by the fitting. Temperature of the heat carrier in the condensation zone was measured in two positions: first, the THK-002 L100 sensor was used to determine the total heat transfer at the thermosiphon. Secondly, the THK-002 L350 sensor was used to determine the average temperature in the thermosiphon condensation zone in three operating positions (at distances 1150, 1250 and 1350 mm from the thermosiphon

bottom). The cable terminals of the THK-002 sensors were connected to the I2-TP device designed to receive and convert input signals to the physical values and display the received value on a built-in digital display. The I2-TP device was connected to the computer via the RS485/USB interface converter, where special software made it possible to obtain the information from the sensors, which was viewed and documented [26].

The heat flux density was defined as the ratio of thermal capacity of the thermosiphon to the cross-section area of the evaporation zone. The thermal capacity of the thermosiphon was determined by the cooling water flow rate and change in its temperature. The saturation pressure varied in the range from 0.05 to 0.8 MPa. The cooling water consumption corresponded to the flow regimes in thermosiphon heat exchangers designed to produce the hot water and steam, and varied in the range $G_v = (7,8... 14,4) \cdot 10^{-3}$ kg/s. The water temperature at the inlet of the condensation zone remained unchanged and was 12 °C. The degree of evaporation zone filling was $\epsilon=35\%$. The relative length of the thermosiphon under study was $l/d = 42...53$. The length of the evaporation zone was 1 m, and the length of the condensation zone varied from 0.25 to 0.5 m. The internal diameter of the thermosiphon was 0.025 m and the outlet diameter was 0.028 m.

The reliability of the experimental data is ensured by using modern measuring complex "RegMik" I2-TP (the measurement error according to the manufacturer's data is up to $\Delta t_{pr} = \pm 0.25$ °C [26]) and high accuracy of measuring devices.

The accuracy of the indirect measurement result was estimated by the root-mean-square error of the following formula:

$$\delta_f = \pm \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{df}{dx_i} \right)^2} \cdot \delta_{xi}^2, \quad (5)$$

where δ_{xi} is the root-mean-square error of the direct measurements.

The accuracy of the measurement results of the internal temperature difference was estimated by the error:

$$\delta_{\Delta t_s} = \pm \left[\left(\frac{d\Delta t_s}{dt_{ev}} \right)^2 \cdot \Delta t_{ev}^2 + \left(\frac{d\Delta t_s}{dt_c} \right)^2 \cdot \Delta t_c^2 \right]^{0.5} \quad (6)$$

where $\Delta t_v = \Delta t_k = \pm 0.1$ °C is the absolute errors of thermocouples measurements in the evaporation and condensation zones, respectively; t_v , t_k are the measured values of temperatures in evaporation and condensation zones, respectively, °C.

The error values that were determined during the experimental research are shown in table 1.

Visual observations were carried out on the experimental stand in the range of thermal loads $q_{ts} = 0.5 \dots 17.0$ kW/m², which usually take place during the operation of thermosiphons as part of the WHB at cogeneration plants.

Table 1

Limit values of quantities and its measurement errors

№	Parameter	Marking	Numeric value in modes		Absolute error in modes		Relative error in modes,%	
			min	max	min	max	min	max
1	The temperature of the thermosiphon heat carrier in the condensation zone, °C	t_c	82	99.5	0.1		0.1	0.12
2	The temperature of the thermosiphon heat carrier in the evaporation zone, °C	t_{ev}	87	110	0.1		0.09	0.11
3	Temperature difference in the cavity of the thermosiphon, °C	Δt_{ts}	0.5	4.8	0.023	0.25	4.6	5.7

The pulsation regime of bubble boiling was observed in the thermosiphon evaporation zone at the low heat flow densities up to 3.0 kW/m² (Fig.3, a). The fluid level in the thermosiphon is slightly increased due to the appearance of the vapor phase in the liquid column. Bubbles collision and fusion don't occur because bubbles concentration in the boiling liquid was too small

at such heat flux densities.

There was a transition to a pulsating boiling mode with increasing thermal power by more than 3.0 kW/m² (Fig.3, b). The limited size of the evaporation mirror (cross section of the thermosiphon) is caused by the reason that not all bubbles have time to reach the free surface and collapse.

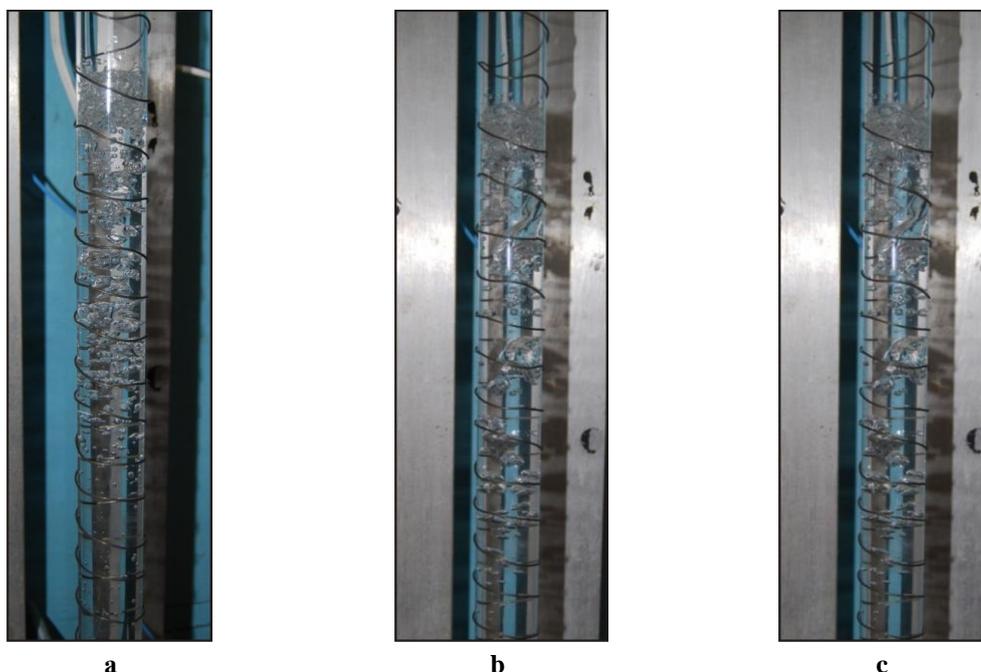


Fig.3. Visualization of boiling process in thermosiphon:

a – bubble (non-pulsating) boiling; b – the fusion of steam bubbles; c – emission of coolant

There was a fusion of vapor bubbles into large bubbles in the liquid fluidized bed. The

size of these bubbles was comparable to the inner diameter of the thermosiphon. The coolant

emission was observed, when the bubbles were destroyed (Fig.3). When the coolant returns the part of the evaporator wall is covered with the evaporating film. The ejection was repeated periodically, so the boiling process became pulsating. Emissions alternated with periods of "silence". The nature of the condensate movement in the evaporation zone did not change with heat load increasing, and the condensate flowed into the fluidized fluid column in the form of separate droplets. After some time, the ejection was repeated, that is, the boiling process became pulsating.

Thus, based on the conducted studies, there are two boiling modes in the evaporation zone of the thermosiphon depending on the thermal load: at $q_{ts} \leq 3.0 \text{ kW/m}^2$ (the non-pulsating mode of boiling in the liquid column) and at $q_{ts} > 3.0 \text{ kW/m}^2$ (the pulsating mode of the active bubble boiling in a column of liquid).

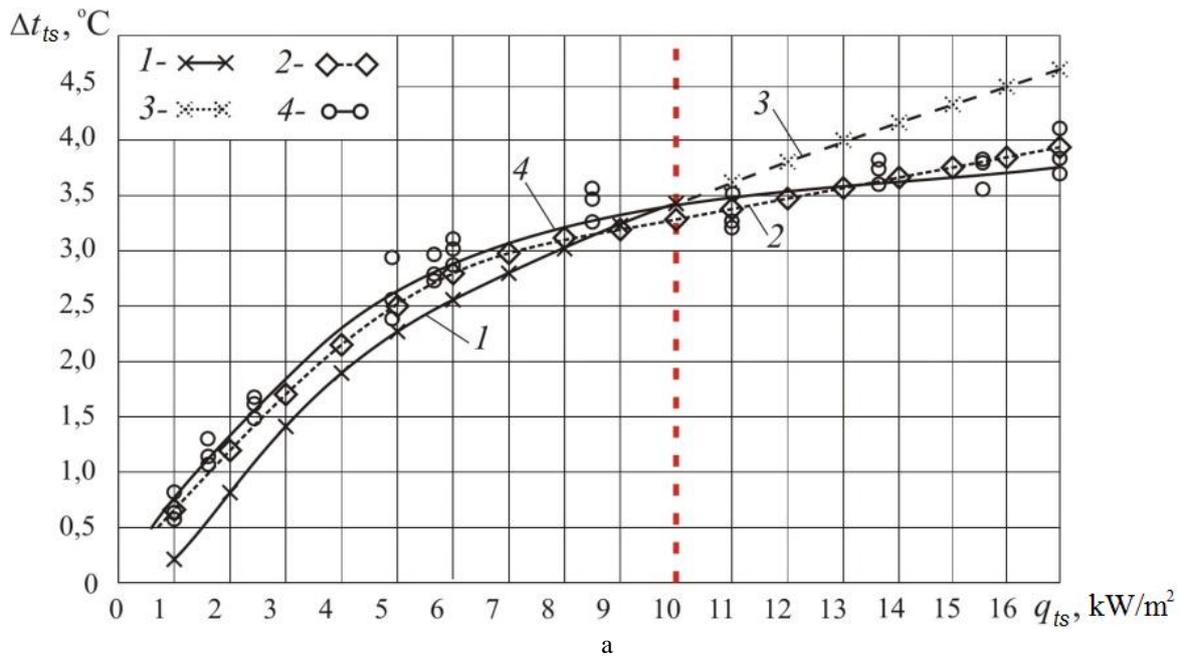
Certain recommendations can be given concerning the evaporation zone filling degree, taking into account the results of the research and qualitative picture of the processes in the evaporation zone. The coolant release into the condensation zone is found undesirable, because it reduces the intensity of heat exchange due to the film thickness increase. The degree of evaporator filling in the range from 20% to 35% is advisable at thermal loads of up to 3.5 kW/m^2 and from 15% to 20% at thermal loads over $3,5 \text{ kW/m}^2$.

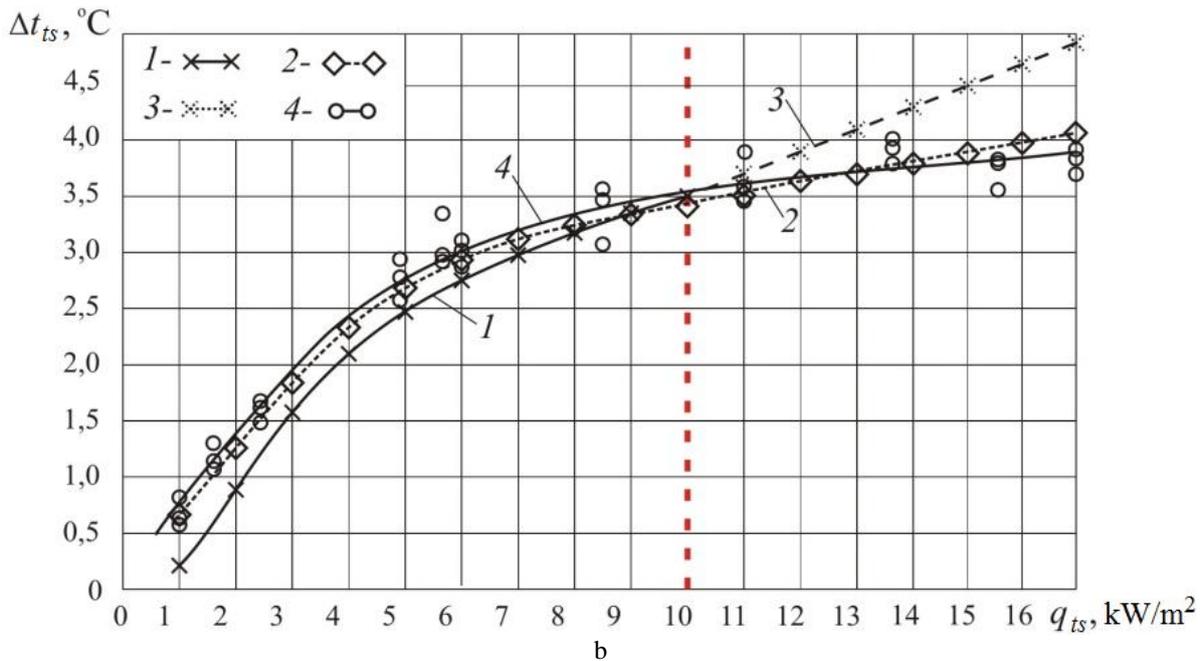
The results of the studies showed, that the dependence (3) in the range of up to 10 kW/m^2 gives the difference with the experimental data up to 50%. The maximum error reached 22%, at the thermal load above 10 kW/m^2 .

The dependence for the calculation of the internal temperature difference in the cavity of thermosiphons was obtained based on physical modeling of the internal processes in the thermosiphons. Using the basic parameters and considering the degree of their influence on the internal temperature difference, introducing the coefficients of temperature dependence on pressure in a given range of thermal loads, the following dependence was obtained:

$$\begin{cases} \Delta p_{ts} = \frac{(\xi_{hf} + \xi_{ha}) \cdot \omega^2}{2\nu''} \\ \omega = \frac{G'' \nu''}{F} \\ G'' = \frac{Q_{ts}}{r} \\ t_{ts} = \frac{q_{ts}^{1.13} \left(\frac{\lambda_{fr} \cdot t_{s,ts}}{d_{ts}} + \xi_{ha} \right)}{2r} \end{cases} \quad (7)$$

where ξ_{hf} is the coefficient of hydrodynamic friction; ξ_{ha} is the hydrodynamic acceleration coefficient.





1 - the results of calculations according to the formula (3) at $q_{ts} < 10 \text{ kW/m}^2$, 2 - the results of calculations according to the formula (7); 3 - the results of calculations according to the formula (3) at $10 < q_{ts} < 17 \text{ kW/m}^2$; 4 - the experimental results.

Fig.4. Dependence of the temperature difference in cavities of the thermosiphon on heat flux density:
 a – $l_{ts} = 1.2 \text{ m}$; b – $l_{ts} = 1.5 \text{ m}$

The limits of using the obtained dependences (7):

- 1) $0,5 < q_{ts} < 17 \text{ kW/m}^2$;
- 2) intermediate coolant - water;
- 3) $42 < l/d_{ts} < 53$.

The results of the studies are presented in Fig. 4 as the dependence of the temperature difference in the cavity of the thermosiphon on the density of the heat flux transmitting by thermosiphon. The analysis of the results showed that in the studied range of values of the heat flux densities, the internal temperature difference increases with the increase in the value of the heat flux density.

Comparison of the experiment results and the those of calculation by the dependence (7) for thermal loads of up to 10 kW/m^2 showed a slight discrepancy up $0.45 \text{ }^\circ\text{C}$. This can be explained by the imperfection of thermosiphon vacuumizing by the evaporation method and the insignificant residue of non-condensing gases in the thermosiphon, which affect the internal temperature difference within the limits of low pressures and thermal loads.

After the analysis, it can be concluded that dependence (7) can be recommended for improving the method of calculation of thermosiphon heat exchangers operating in this range of thermal loads up to 17 kW/m^2 .

The experiments have shown that in the studied range of thermal loads the difference in the saturation temperatures of the coolant in the lower part of the evaporation zone and the average saturation temperatures over the condensation zone are up to $4.1 \text{ }^\circ\text{C}$ (Fig.4). It was established that an increase in the transmitted heat flux density from 0.5 to 17.0 kW/m^2 increases the temperature difference at the height of the thermosiphon from 0.5 to $4.1 \text{ }^\circ\text{C}$, which is 5% less than the average calculated value of the saturation temperature.

Conclusions

The conducted experiments confirmed the high thermal efficiency of the two-phase gravity thermosiphons under the mode conditions, which are typical for the WHB of the cogeneration plants. The obtained experimental data on the internal temperature difference confirm the competitiveness of thermosiphon heating surfaces compared to the traditional coil and allow their using in the WHB designs.

On the basis of the conducted researches, in order to prevent the release of the coolant into the condensation zone, it is advisable to keep the degree of the evaporator filling in the range from 20% to 35% at thermal loads up to 3.5 kW/m^2

and from 15% to 20% at thermal loads more than 3.5 kW/m².

As a result of the experimental studies of the internal temperature difference of the two-phase gravity thermosiphons by approximation, an analytical dependence was obtained for the calculation of the internal temperature difference of thermosiphons $\Delta t_{ts} = f(q_{ts})$, in the range of $0,5 \leq q_{ts} < 17$ kW/m² and $42 < l/d_{ts} < 53$ using water as an intermediate coolant. The accuracy of the experimental results was estimated by the root-mean-square error, which is up to 5.7%.

References

- [1] Boyko, Ye. A. Paroturbinnye energeticheskie ustanovki teplovykh elektrostantsiy. [Steam turbine power plants of thermal power plants]. Krasnoyarsk, 2006, 152 p. (in Russian).
- [2] Devyanin, A. V. Optimizatsiya parametrov teplovykh skhem kondensatsionnykh i teplofikatsionnykh PGU s kotlami-utilizatorami trekh davleniy [Optimization of the parameters of thermal circuits of condensation and heating cogeneration plants with three-pressure recovery boilers]. *Energoberezhenie i vodopodgotovka*, 2009, no. 1, pp. 23-27. (in Russian).
- [3] Ryzhkov, D. V. Termodinamicheskiy analiz parogazoturbinnoy ustanovki s kotlom – utilizatorom [Thermodynamic analysis of the combined cycle gas turbine plant with a waste heat boiler]. *International Conference "Energy - 2008: Innovation, Solutions, Prospects"*, September 15-19, Kazan, Russia, 2008, pp. 204-208. (in Russian).
- [4] Dudolin, A. A. Issledovanie vliyaniya klimaticheskikh usloviy i tipa GTU na vybor struktury teplovykh skhem parogazovykh TYeTs utilizatsionnogo tipa. Avtoref., kand.tekhn.nauk. [Investigation of the climatic conditions influence and the type of gas turbine on the choice of the structure of the thermal schemes of combined cycle power plants]. Moscow, 2004. 190 p.
- [5] Belyaev, S. A. Nadezhnost teploenergeticheskogo oborudovaniya TYeS, [Reliability of heat power equipment]. Tomsk, 2008, 218 p. (in Russian).
- [6] Tsanev, S. V. Gazoturbinnye i parogazovye ustanovki teplovykh elektrostantsiy [Gas-turbine and combined-cycle plants of thermal power plants]. Moscow, 2002, 584 p. (in Russian).
- [7] Kotly-utilizatory i kotly energotekhnologicheskieskie. [Waste heat boilers and energotechnological boilers]. Available at: http://npomkatarior.pф/PublicDocuments/110607_3.pdf. (accessed 10.02.2020). (in Russian).
- [8] Katalog-spravochnik Podolskogo mashinostroitel'nogo zavoda: Kotly PMZ rabotayushchie na elektrostantsiyakh Rossii i za rubezhom. [Podolsk Engineering Plant directory: PMZ boilers operating at power plants in Russia and abroad]. Available at: <http://padaread.com/?book=16282>. (accessed 10.02.2020). (in Russian).
- [9] Alfa-Laval Aalborg industries. Available at: <http://www.aalborg-industries.com>. (accessed 10.02.2020).
- [10] Epifanov, A. A., Dymo, B. V., Dolganov, Yu. A. Osobennosti konstruktssii i metodiki teplovogo rascheta termosifonnogo sektionnogo kotla-utilizatora [Design features and methods of thermal calculation of section type thermosiphon waste heat boiler]. *Zbirnik naukovikh prats NUK*, 2011, no. 2, pp. 97-105. (in Russian).
- [11] Petrov, V. M., Burkovsky, A. N., Kovalev, E. B. Teplovye trubyy v elektricheskikh mashinakh [Heat pipes in electric machines]. Moscow, 1987, 152 p. (in Russian).
- [12] Vasiliev, L. L. Teploobmenniki na teplovykh trubakh [Heat exchangers on heat pipes]. Minsk, 1981. 143 p. (in Russian).
- [13] Pioro, I. L. Effektivnye teploobmenniki s dvukhfaznymi termosifonami [Efficient heat exchangers with two-phase thermosiphons]. Kiev, 1991. 248 p. (in Russian).
- [14] Bezrodny M. K., Volkov, S. S., Podgoretsky, V. M. K optimizatsii termosifonnykh utilizatorov teploty [To optimization of thermosiphon heat utilizers]. *Promyshlennaya energetika*, 1987, no. 4, pp. 46-48. (in Russian).
- [15] Gershuni A.N. Razrabotka i vnedrenie effektivnykh teploutilizatorov na osnove teploperedayushchikh elementov isparitelno-kondensatsionnogo tipa [Development and implementation of effective heat exchangers based on heat transfer elements of the evaporation-condensation type]. *Promyshlennaya teplotekhnika*, 1997, no. 6. pp. 69-73. (in Russian).
- [16] Pioro, L. S., Kalashnikov, A. Yu., Pioro, I. L. Primenenie dvukhfaznykh termosifonov v promyshlennosti [The use of two-phase thermosiphons in industry]. *Promyshlennaya energetika*, 1987, no. 6. pp. 16-20. (in Russian).
- [17] Bezrodny, M. K., Pioro, I. L., Kostyuk, T. O. Protsessy perenosa v dvufaznykh termosifonnykh sistemakh. Teoriya i praktika [Transfer processes in two-phase thermosiphon systems. Theory and practice]. Kiev, 2005. 704 p. (in Russian).
- [18] Buschmann, M. H., & Franzke, U. (2014). Improvement of thermosiphon performance by employing nanofluid. *International Journal of Refrigeration*, 40, 416–428. doi:10.1016/j.ijrefrig.2013.11.022
- [19] Noie, S. H., Heris, S. Z., Kahani, M., & Nowee, S. M. (2009). Heat transfer enhancement using Al2O3/water nanofluid in a two-phase closed thermosiphon. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 30(4), 700–705. doi:10.1016/j.ijheatfluidflow.2009.03.001

- [20] Huminic, G., Huminic, A., Morjan, I., & Dumitrache, F. (2011). Experimental study of the thermal performance of thermosiphon heat pipe using iron oxide nanoparticles. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 54(1-3), 656–661. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.09.005
- [21] Pioro, L. S., Pioro, I. L. Dvukhfaznye termosifony i ikh primenenie v promyshlennosti [Two-phase thermosiphons and their application in industry]. Kiev, 1988. 136 p. (in Russian).
- [22] Sokolov, V. S. Issledovanie parovoy termosvai. Avtoref., kand. tekhn. nauk. [Investigation of steam thermowells]. Leningrad, 1974. 24 p.
- [23] Vasiliev, L. L. Kiselev, V. G., Matveev, Yu. N., Molodkin, F. F. Teploobmenniki-utilizatory na teplovykh trubakh [Heat exchangers-heat exchangers on heat pipes]. Minsk, 1987. 200 p. (in Russian).
- [24] Montgomery, D. C. Design and Analysis of Experiments. USA, 2013. 752 p.
- [25] Wu, C. F. J., Hamada, M. S. Experiments: Planning, Analysis, and Optimization. USA, 2009. 743 p.
- [26] Nauchno-proizvodstvennaya firma “RegMik” [Scientific-production company “RegMik”]. Available at: <https://regmik.com.ua/en/> (accessed 10.02.2020). (in Russian).

About authors.



Dolganov Yuri Anatolyevich, Ph.D., assistant of Operation of Marine Stationary Power Plants Department, Admiral Makarov National University of Shipbuilding. Area of scientific interest: boiler plants, heat transfer processes, two-phase thermosiphons.
E-mail: yuri.dolganov1987@gmail.com



Yepifanov Alexander Anatolyevich, Ph.D., Associate Professor of Technical Thermal Physics and Steam-Generating Units Department, Admiral Makarov National University of Shipbuilding. Area of scientific interest: boiler plants, heat transfer processes, two-phase thermosiphons.
E-mail: epifanov.nuk@gmail.com



Patsurkovskiy Pavel Anatolyevich, Ph.D., assistant of Technical Thermal Physics and Steam-Generating Units Department, Admiral Makarov National University of Shipbuilding. Area of scientific interest: boiler plants, mathematical modeling of heat and mass transfer processes.
E-mail: pavlo.patsurkovskiy@nuos.edu.ua



Sorokina Tatyana Nikolaevna, Ph.D., assistant of Operation of Marine Stationary Power Plants Department, Admiral Makarov National University of Shipbuilding. Area of scientific interest: marine power plants, boiler plants.
E-mail: super_tan-sorokina@ukr.net



Lychko Bogdan Mikhailovich, Ph.D., Associate Professor of Operation of Marine Stationary Power Plants Department, Admiral Makarov National University of Shipbuilding. Area of scientific interest: marine power plants, boiler plants, heat transfer processes.
E-mail: bogdan.lychko@gmail.com

Combined District Heating System CHP- Local HP

Sit M.L., Juravliov A.A.

Institute of Power Engineering of Moldova, Chişinău, Republic of Moldova

Suvorov D.M., Sushchikh V.M.

Vyatka State University, Kirov, Russian Federation

Abstract. The work relates to the problems of using heat pumps in district heating systems. The aim of the study is to increase the energy economic efficiency of combined heat supply systems with heat pumps using natural refrigerants. This goal is achieved by developing a scheme of the system in which part of the building is heated centrally from the CHP, and the other part is from a heat pump installed in the building, and heat pump which receives low potential heat from the return network water leaving the part of the building, - centralized, and from outside air. The most significant results of the work are the developed scheme of a carbon dioxide heat pump, which combines both the possibilities of working in a quantitative heat supply system and when preparing hot water for buildings in a non-heating period. The significance of the obtained results lies in the fact that the proposed technical solution allows to reduce significantly fuel consumption for thermal power plants and the costs of consumers when they pay for consumed energy. Heat pump circuits have also been established for the quantitative law of regulating the operation mode of the heat supply system. With the proposed scheme of operation, the heat pump for domestic hot water works only in the non-heating period, and domestic hot water is provided during the heating period from the CHP.

Keywords: district heating system, heat pump, carbon dioxide, control law, CHP.

DOI:10.5281/zenodo.3713430

UDC: 697.34

Sistemul combinat de termoficare cu CET și pompe de căldură locale

Șit M.L., Juravleov A.A.

Institutul de Energetică, Chişinău, Republica Moldova

Suvorov D.M., Sushchikh V.M.

Universitatea de Stat din Kirov, Kirov, Federația Rusă

Rezumat. Lucrarea se referă la problemele utilizării pompelor de căldură în sistemele centralizate de alimentare cu căldură. Scopul studiului este de a spori eficiența energetică a sistemelor combinate de furnizare a căldurii cu pompe de căldură cu ajutorul agenților frigorifici naturali. Obiectivul este atins prin elaborarea unei diagrame a sistemului în care o parte a clădirii este încălzită de agentul termic furnizat de către CET-uri, iar altă parte de pompă de căldură instalată într-un centru individual de încălzire a edificiului, care absoarbe surplusul de căldură de la agentul termic cu potențial termic scăzut ce circulă în conducta retur la ieșirea din clădire, precum și absorbită din aerul din exterior. Rezultatele cele mai semnificative ale lucrării sunt prezentate de schema dezvoltată a unei pompe de căldură cu dioxid de carbon, care combină atât posibilitățile de a lucra într-un sistem cantitativ de alimentare cu căldură, cât și preparării apei calde pentru clădiri în afara sezonului de încălzire. Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul că soluția tehnică propusă permite reducerea semnificativă a consumului de combustibil pentru centralele termice și a cheltuielilor pentru energia consumată. S-au identificat scheme ale pompei de căldură în cazul utilizării legii cantitative de reglare a regimului de funcționare a sistemului de furnizare a energiei termice. Aplicarea algoritmului propus de funcționare a pompei de căldură prevede funcționarea pompei de căldură cu scopul producerii apei calde în sezonul cald, iar în perioada de încălzire furnizarea apei calde se face de la CET-uri.

Cuvinte-cheie: termoficare, pompe de căldură, dioxid de carbon, legile de dirijare ale sistemelor de termoficare.

Комбинированная система теплоснабжения с ТЭЦ и локальными тепловыми насосами

Шит М.Л., Журавлев А.А.

Институт энергетики, Кишинев, Республика Молдова

Суворов Д. М., Суших В.М.

Вятский государственный университет, Киров, Российская Федерация

Аннотация. Работа относится к задачам применения тепловых насосов в централизованных системах теплоснабжения. Целью исследования является повышение энергоэкономической эффективности комбинированных систем теплоснабжения с тепловыми насосами на природных хладагентах. Поставленная цель достигается за счет разработки схемы системы, в которой часть здания отапливается централизованно от

ТЭЦ, а другая часть от теплового насоса, установленного в индивидуальном тепловом пункте здания, получающего низкопотенциальную теплоту от обратной сетевой воды, выходящей из части здания, отапливаемой централизованно, и от наружного воздуха. Наиболее существенными результатами работы является разработанная схема теплового насоса на диоксиде углерода, которая совмещает в себе, как возможности работы в количественной системе теплоснабжения, так и при приготовлении горячей воды для зданий, в неотапительный период. Значимость полученных результатов состоит в том, что предлагаемое техническое решение позволяет существенно снизить расход топлива для ТЭЦ и расходы потребителей при оплате ими потребленных энергоресурсов. Установлены также схемы тепловых насосов для количественного закона регулирования режима работы системы теплоснабжения. При предлагаемой схеме работы тепловой насос для ГВС работает только в неотапительный период, а ГВС обеспечивается в отопительный период от ТЭЦ. В конструкции предлагаемого теплового насоса предусмотрен переохладитель диоксида углерода, включенный после газоохладителя и предназначенный для регулирования режима работы испарителя теплового насоса при переменной обратной температуре воды системы отопления здания.

Ключевые слова: теплоснабжение, тепловые насосы, диоксид углерода, законы регулирования систем теплоснабжения.

ВВЕДЕНИЕ

Работа относится к области применения тепловых насосов в централизованных системах теплоснабжения. Известна работа [1], где от системы централизованного теплоснабжения через теплообменник теплоноситель с постоянной или переменной температурой подается в бойлер-теплоутилизатор. В этот же бойлер-теплоутилизатор поступает тепловая энергия от котлов, работающих на различных видах топлива, от солнечных коллекторов, от тепловых насосов и от источников вторичной тепловой энергии. В [2] рассматривается комбинированная система отопления, состоящая из парокompрессионного теплового насоса (ТН) и котельной установки (КУ). В этой работе отмечено, что для всех режимов раздельной работы парокompрессионного теплового насоса и котельной установки высокая температура низкопотенциального источника позволяет уменьшить работу сжатия в ТН и потребление электрической энергии, повысить коэффициент преобразования энергии и уменьшить расход условного топлива. С понижением температуры наружного воздуха возрастает тепловая нагрузка на парокompрессионный тепловой насос, уменьшается коэффициент преобразования энергии, возрастает работа сжатия компрессора и, как следствие, увеличивается расход условного топлива. В [3] рассмотрена схема включения теплонасосной установки в систему отопления и горячего водоснабжения. В работе предлагается использовать тепловой насос на R134a. После смесителя воды, подогретой в тепловом насосе и теплообменнике зависимой системы теплоснабжения квартала, нагретая вода квартального контура отопления по внутренним

распределительным тепловым сетям поступает на отопление объектов квартальной сети, после которых возвращается снова на нагрев в ТН и теплообменник независимой системы теплоснабжения. В статье предлагается использовать захлаживание части обратной сетевой воды, и снижение расхода прямой сетевой воды за счет теплоты, отобранной от обратной сетевой воды. Известны работы Новосибирской теплотехнической школы [4,5], в которых рассматриваются как бромистолитиевые абсорбционные тепловые насосы, так и парокompрессионные тепловые насосы. Вопросы, связанные с работой системы ГВС авторами не рассматриваются. За счет перехода на пониженный температурный график, почти в два раза уменьшаются теплотери в магистральных теплопроводах и возрастает КПД транспорта теплоты, что также приводит к экономии топлива. Снижение температуры прямой сетевой воды до 50...70°C обуславливает уменьшение давления в теплофикационном отборе и увеличение выработки электроэнергии комбинированным способом, что вызывает экономию топлива и служит аварийным резервом в энергосистеме. Также интеграция технологии тепловых насосов в систему комбинированной выработки тепловой и электрической энергии приводит к увеличению выработки электроэнергии на теплоэлектростанции. Физически это достигается за счет снижения эффективной температуры «холодильника» в термодинамическом цикле и снижение потерь в теплотрассах при снижении температуры теплоносителя в магистралях. В такой системе теплоснабжения потребитель получит то же количество теплоты и будет сожжено то же количество топлива, но

при этом возрастет производство электроэнергии. Однако корректных расчетов величины экономии в работах [4,5] не приводится. Переход на низкотемпературный график в тепловых магистралях кроме снижения тепловых потерь приведет к увеличению ресурса, снижению аварийности теплотрасс и снижению их стоимости за счет использования более дешевых теплоизолирующих материалов [5]. Однако при снижении температурного графика сетевой воды для подающей линии источника увеличиваются расчетные расходы сетевой воды, что приводит к росту затрат на перекачку теплоносителя сетевыми насосами и к увеличению диаметров магистральных трубопроводов тепловых сетей. Из работ западных авторов отметим [6], в которой методом математического моделирования исследуется система централизованного теплоснабжения с центральным тепловым насосом (ЦТН) и вспомогательными ТН, размещенными у потребителей. В работе исследована модель, связывающая температуры в сети, потери и значения COP в системе. Используя эту модель, исследована низкотемпературная система отопления (типа «теплый пол») и система ГВС. В [7] рассмотрены блок – схемы систем ТН с источниками низкопотенциальной теплоты (НПТ) в виде воздуха, подземных вод и морской воды, а также комбинации всех трех источников НПТ. В [8] приведен обзор современных европейских систем, использующих тепловые насосы в системах теплоснабжения. Также известны системы, использующие обратную сетевую воду для тепловых насосов, установленных в сетях с пониженным тепловым графиком ТЭЦ для подогрева сетевой воды у потребителя, например, [9]. В работе [12] приведено большое количество ссылок на работы западных ученых, связанных с применением в низкотемпературных системах теплоснабжения ТЭЦ и тепловых насосов, установленных в квартальных тепловых сетях. В [13] рассматривается отопление с помощью тепловых насосов домов с напольными системами отопления и использованием морской воды и наружного воздуха в качестве источника НПТ. В [14] рассматривается система с использованием ТН, получающих НПТ от подземной воды, артезианской воды и воздуха. В [15] рассмотрены вопросы размещения тепловых насосов, их соединение с системами теплоснабжения и источниками НПТ, и способы работы в Евросоюзе.

Чтобы соответствовать требованиям энергоэффективности и отопления зданий, национальное законодательство во всех странах ЕС поощряет использование более устойчивых вариантов отопления и охлаждения.

Одна из них - это тепловой насос с технологиями механического и теплового насоса. В [16] рассмотрены схемы использования теплоты обратной сетевой воды в качестве НПТ ТН. Близкими к рассматриваемой в данной статье являются системы, где тепловой насос использует обратную сетевую воду, как источник тепла.

Особенностью рассмотренных систем является тот факт, что температура системы ГВС всегда больше, чем температура прямой сетевой воды, которая обеспечивается мини ТЭЦ, что пока не нашло своего применения ни в Республике Молдова, ни в Российской Федерации, где широко применяются крупные ТЭЦ.

Целью исследования является повышение энергоэкономической эффективности комбинированных систем теплоснабжения с тепловыми насосами на природных хладагентах. Поставленная цель достигается за счет разработки схемы системы, в которой часть здания отапливается централизованно от ТЭЦ, а другая часть от теплового насоса, установленного в индивидуальном тепловом пункте здания, получающего низкопотенциальную теплоту от обратной сетевой воды, выходящей из части здания, отапливаемой централизованно.

Наиболее существенными результатами работы является разработанная схема теплового насоса на диоксиде углерода, которая совмещает в себе, как возможности работы в системе теплоснабжения с качественно-количественным регулированием, так и при приготовлении горячей воды для зданий, в неотапливаемый период.

Значимость полученных результатов состоит в том, что предлагаемое техническое решение позволяет существенно снизить расход топлива для ТЭЦ и расходы потребителей при оплате ими потребленных энергоресурсов.

ТРЕБОВАНИЯ К СИСТЕМЕ И ЕЕ ЭЛЕМЕНТАМ

Поскольку основой распределённой системы генерации теплоты в комбинированной системе теплоснабжения (КСТ) является тепловой насос на диоксиде углерода, предварительно проведем анализ основных разработок

в этой области с целью определения рациональных конструкций ТН.

Известна работа [10], в которой анализируются последние разработки на 2019 по данной тематике. Наш выбор остановился на диоксиде углерода, потому что хладагент должен быть природным, нетоксичным, невоспламеняющимся, удовлетворять классу безопасности A1 ASHRAE и который может быть отправлен в окружающую среду без необходимости извлечения уже использованного оборудования, иметь GWP=1 и ODP=0.

Содержание CO₂ в окружающей среде (0,04% объема атмосферного воздуха) делает его экономически эффективным. Химически CO₂ является инертным газом, и, в соответствии со стандартами безопасности ASHRAE 15 и 34 и ISO 5149, CO₂ является безопасным хладагентом. Следовательно, существуют минимальные проблемы, которые могут возникнуть при утечках.

Тепловой насос для получения горячей воды должен работать при температурах окружающего воздуха от 6°C до 46°C. COP этого теплового насоса должен быть не менее пяти. Температура хладагента после газоохладителя этого теплового насоса должна быть не менее 65°C (с целью обеспечения антибактериальной защиты воды). Температура рабочей точки на входе в компрессор должна быть не ниже 20...25°C. Тепловой насос для ГВС работает в режиме «работа-остановка».

Тепловой насос для отопления при работе в качественном температурном графике должен удовлетворять следующим требованиям: работать в температурном графике отопления 70/40 или ниже, иметь вход для подачи воздуха для регулирования промежуточного охладителя рабочего тела после первой ступени компрессора. При агрегировании теплового насоса для приготовления горячей воды в систему кондиционирования воздуха, он должен быть снабжен аккумулятором холода.

На основании анализа литературы [10] были выбраны для анализа два цикла: двухступенчатый с промежуточным охладителем и одноступенчатый с эжектором. Выбор этих циклов основан на том, что использование качественного и качественно-количественного законов управления для тепловых насосов наталкиваются на ряд трудностей, связанных с одновременным регулированием давления компрессора и рабочей точки на входе в компрессор. Поскольку тепловой насос для отопления здания должен одновременно выполнять в летний

период задачи приготовления горячей воды, то схема объединяющая, как двухступенчатый тепловой насос, так и эжектор, как его компоненту, является, несмотря на повышенную стоимость, рациональной [18, 19].

Если тепловой насос должен работать при переменном расходе хладагента или при переменном давлении компрессора, то внутренний теплообменник этого насоса также должен быть с переменной площадью теплообмена, так как рабочая точка на входе в компрессор должна быть стабилизирована. Кроме того, работа при количественной системе регулирования требует использования низкотемпературных режимов работы систем теплоснабжения, так при них обеспечивается максимальный COP тепловых насосов. При количественном законе регулирования системы теплоснабжения потребуются переделка внутренних тепловых сетей зданий, изменение площадей теплоотдачи отопительных приборов. Рассмотрим второй вариант схемы, при качественном законе регулирования теплопотребления в системе отопления изображенный на рис.2.

ОПИСАНИЕ СИСТЕМЫ

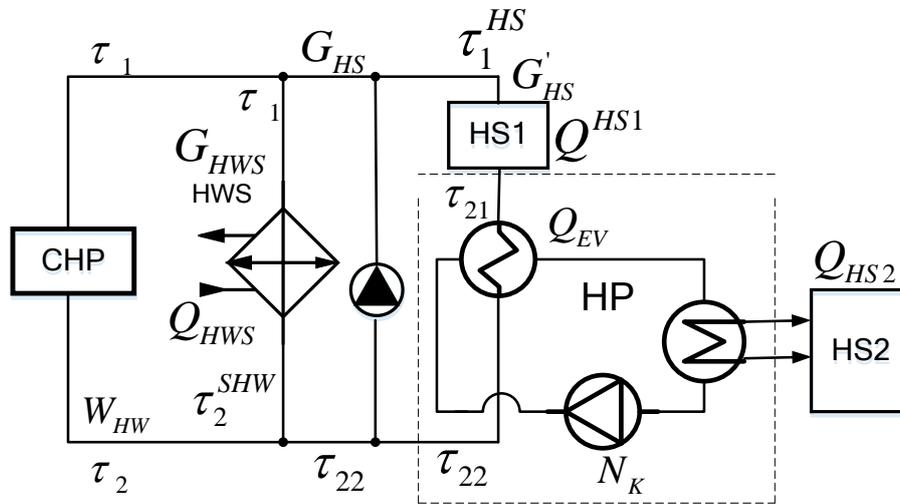
Схема системы «ТЭЦ – местные тепловые насосы» для системы теплоснабжения (СТС) с качественным законом управления тепловым режимом приведена на рис.1. В схеме рассматривается параллельная схема подключения теплообменника ГВС к системе отопления зданий.

В системе предусмотрен комбинированный тепловой насос, получающий теплоту от обратной сетевой воды части здания и теплоту от окружающего воздуха для отопления другой части здания в отопительный период. Все здание получает тепловую энергию для ГВС от ТЭЦ в отопительный период, а остальное время года ГВС вырабатывается существующим тепловым насосом. Очевидно, что захлаживание обратной сетевой воды для части здания, другая часть которого питается от теплового насоса, использующего теплоту обратной сетевой воды, выходящей из части здания, отапливаемой от ТЭЦ, должно дать эффект, когда в тепловом насосе параллельно используются два испарителя: один, использующий температуру обратной сетевой воды, другой – теплоту окружающего воздуха и/или теплоту от других источников теплоты.

(В последнем случае, уже потребуется больше испарителей).

законом управления тепловым режимом приведена на рис.2.

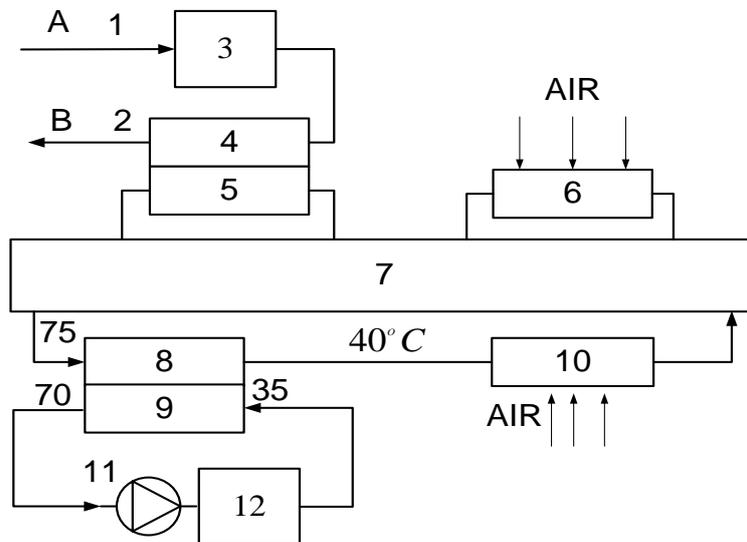
Схема связи теплового насоса с системой теплоснабжения (СТС) с качественным



1. CHP -ТЭЦ, 2-HWS- система ГВС здания, 3. HP- тепловой насос.

Рис. 1. Структурная схема системы отопления зданий. ¹

$\eta_k = 0,9$.



1. Трубопровод прямой сетевой воды после узла подмеса обратной сетевой воды. 2. Трубопровод обратной сетевой после отбора теплоты испарителем. 3. Система отопления первой части здания, 4 - первичная цепь испарителя теплового насоса ТН. 5. Вторичная цепь испарителя ТН. 6. Испаритель контура наружного воздуха. 7. Тепловой насос. 8. Первичная цепь газоохладителя ТН. 9. Вторичная цепь газоохладителя ТН. 10. Сухая градирня „диоксид углерода-воздух». 11. Насос системы отпления второй половины здания. 12. Вторая половина отапливаемого здания. (A,B – см. рис.1).

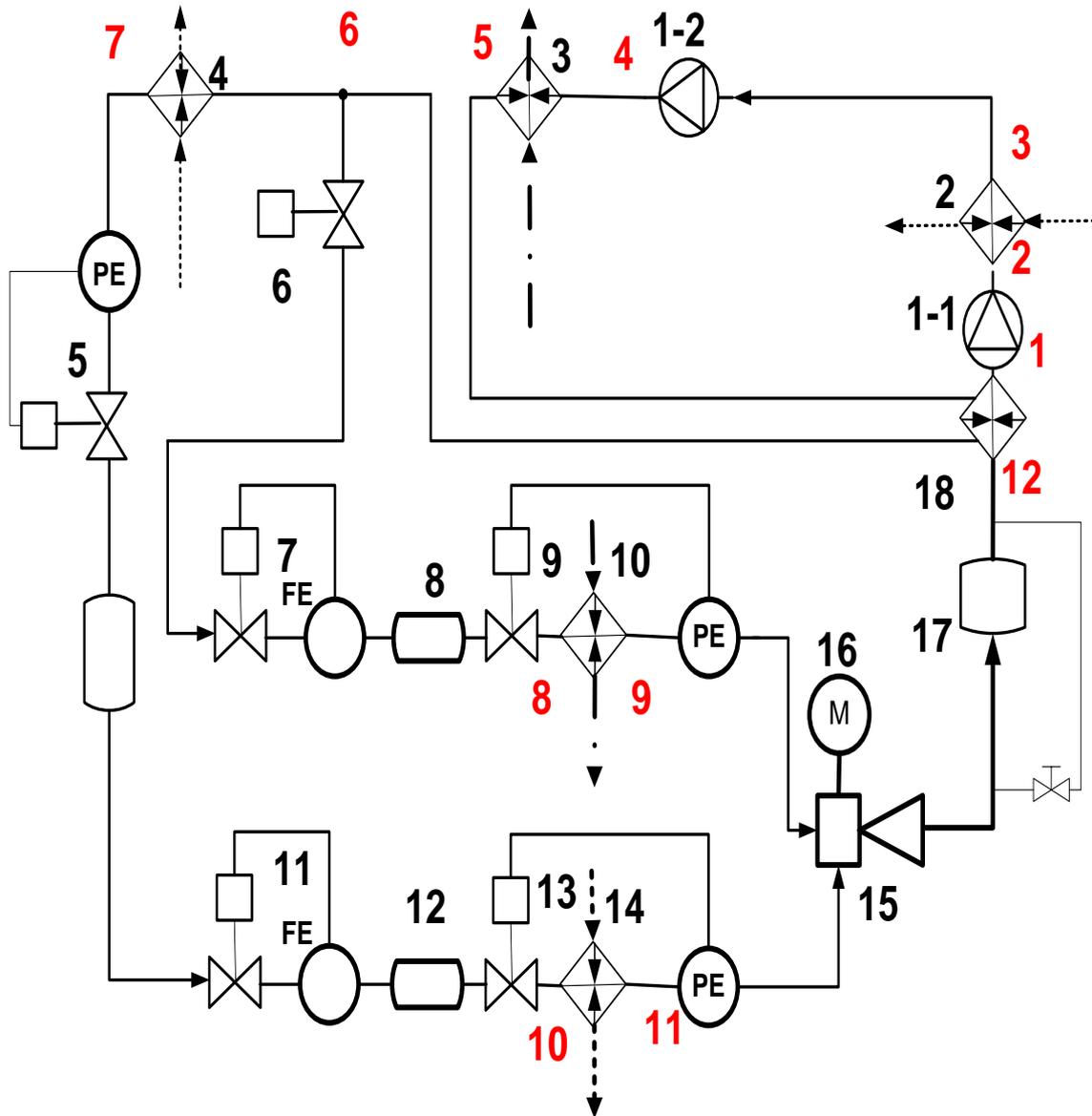
Рис. 2. Схема отбора низкопотенциальной теплоты тепловым насосом от обратной сетевой воды и воздуха в отопительный период. ²

^{1,2} Appendix 1

Особенностью схемы является то, что регуляторы расхода газа через испарители расположены перед регуляторами давления испарителей, и то, что перепад давления на них больше зависит от расхода, чем перепад давления на регуляторах давления. Ресиверы 8,12 служат для обеспечения надежной работы клапанов 7, 11 в жидкой среде. Эжектор 15

служит для смешивания газов на выходе испарителей 10 и 14.

В данной статье рассматривается схема с двумя эжекторами. Схема использования второго эжектора, включенного между испарителями и компрессором будет рассмотрена в следующей статье.



А. Штрихпунктирные линии – вода, точечные линии – воздух, сплошные линии – хладагент.

1-1, 1-2 – компрессоры, 2 – газоохладитель хладагента первой ступни компрессора, 3 – газоохладитель для системы отопления, 4 - переохладитель хладагента, 5, 6 - регуляторы давления испарителей, 7,11- регуляторы расхода хладагента через испарители, 8 и 12 – ресиверы для стабилизации режимов работы регуляторов 7 и 11, 9, 13 – регуляторы перегрева пара после испарителей 10 и 14, 15 - эжектор (смеситель) с регулируемым приводом 16, 17- аккумулятор (он же отделитель жидкости), 18 – внутренний теплообменник. Цифры красного цвета соответствуют точкам на схеме термодинамического цикла ТН

Рис. 3. Упрощенная схема теплового насоса.³

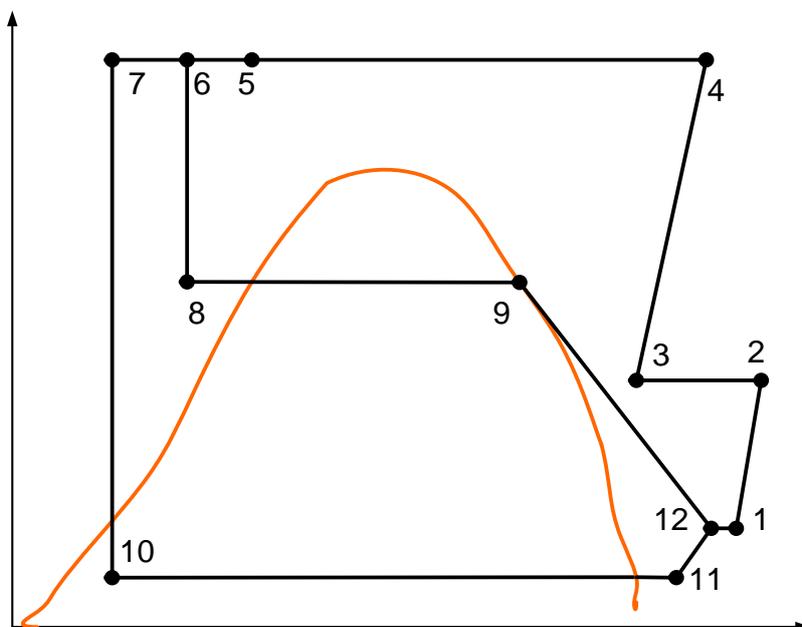


Рис. 4. Цикл теплового насоса.⁴

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ ГРАФИКИ СИСТЕМЫ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Известны работы, в которой рассматриваются средне- и низкотемпературные системы теплоснабжения [1, 12, с.29], в том числе системы ТЭЦ-ТНУ, и работа [3], где рассматриваются разные варианты использования ТНУ в системах теплоснабжения, в частности, при зависимом и независимом подключении систем отопления. Анализ этих работ позволяет заключить, что важнейшим условием возможности использования ТНУ как непосредственных источников тепла для контуров отопления является проектирование или реконструкция систем отопления зданий с учетом максимальной температуры теплоносителя в контуре отопления при расчетной нагрузке, которая зависит в первую очередь от удельной отопительной характеристики здания kF (Вт/К). В работе [1] показано, в частности, что при выполнении реконструкции зданий и модернизации систем отопления расчетные нагрузки отопления могут быть существенно снижены, что создает возможность перевода таких систем на пониженный температурный график при расчетной температуре воздуха (например, с 95/70 °С на 70/40 °С). Вместе с тем, в этой работе показано, что для ряда ранее

⁴ Appendix 1

построенных зданий (на примере Харьковской области) фактические данные по величине kF ниже расчётных значений, что требует повышенной температуры теплоносителя в подающем трубопроводе. Таким образом, переводу зданий или их отдельных частей на пониженный температурный график отопления должны предшествовать расчетный анализ фактического состояния этих систем и, возможно, реконструкция зданий и систем отопления с повышением их энергоэффективности. В работе [3] показано, что при использовании хладонов 3 поколения перспективными для систем отопления, в том числе работающих по стандартному температурному графику 95/70 95/70 °С «...являются теплонасосные установки со ступенчатым сжатием, а также последовательной и каскадной схемами включения ТНУ, которые обеспечивают более высокую температуру теплоносителя в системе теплоснабжения». В частности, высокотемпературные грунтовые тепловые насосы на фреоне R600a могут обеспечить нагрев горячей воды до 95 °С, что полностью обеспечит нужды в отоплении при величине COP до 3,5.

Как показывает проведенный анализ, для условий использования диоксида углерода в качестве рабочего тела, температурные графики тепловых сетей источника могут быть любыми, обеспечивающими работу

систем отопления и ГВС потребителей. При этом температурные графики для сетевой воды ТЭЦ или котельной могут быть существенно выше по максимальной температуре в подающей линии (от 115 °С до 150 °С в независимых схемах и схемах со смещением на тепловых узлах (ЦТП или ИТП), чем у потребителей отопления. Ранее при проектировании подобных систем в странах бывшего СССР для потребителей отопления широко использовался график 95/70, а в современных проектах зданий с высокой энергетической эффективностью могут применяться для таких потребителей средне- и низкотемпературные системы отопления с расчетной температурой теплоносителя 70/50 °С и даже ниже. Во всех этих случаях расчетная температура сетевой воды в обратной линии тепловой сети с учетом нагрузки как отопления, так и ГВС меняется в диапазоне от 40 до 70 °С (во всем диапазоне температурного графика), что дает возможность использовать часть теплового и температурного потенциала обратной сетевой воды в теплонасосных системах теплоснабжения (как для отопления, так и для ГВС). При этом диапазон минимальных температур охлаждаемой обратной сетевой воды при использовании диоксида углерода в качестве рабочего может быть снижен до уровня 15-20 °С, а температурные графики систем отопления, подключаемых к ТНУ или переводимых на отопление от ТНУ, не должны превышать 70 °С в подающей линии контура отопления при расчетной проектной температуре наружного воздуха [12]. Такие условия могут выполняться при проектировании новых средне- и низкотемпературных систем отопления, а также при реконструкции ранее спроектированных, с учетом уменьшения расчетной нагрузки отопления путем снижения тепловых потерь зданий либо путем надстройки контура отопления дополнительными поверхностями (площадями) отопительных приборов.

При предложенной схеме включения ТН в СЦТ по зависимой схеме с регулируемым насосным смещением (рис.1) приняты следующие параметры исходного температурного графика: $\tau_1' = 110$ °С, $\tau_2' = 70$ °С, $\tau_1^{\text{мин}} = 65$ °С, $\tau_2^{\text{мин}} = 40$ °С, доля нагрузки ГВС $\rho = 0,25$, расчетная температура для проектирования систем отопления $t_{\text{но}} = -15$ °С, температура включения отопления – $t_{\text{во}} = +8$ °С.

Параметры теплоносителя для расчета режимов работы ТЭЦ в отопительный период по средним температурам стандартных интервалов были определены для пяти расчетных значений температур наружного воздуха в отопительный период: плюс 4, минус 2,5, минус 7,5, минус 12,5 и минус 17,5 градусов. Для расчета режима работы ТЭЦ в отопительный период после реконструкции приняты следующие исходные положения: температура сетевой воды в подающей линии соответствует исходному графику; нагрузка отопления ТЭЦ делится между СО1 (без ТНУ) и СО2 (с ТНУ) в соотношении 2/1: для ТНУ СОР принят неизменным и равным. Температурный график СО1 задан из условия обеспечения расчетной отопительной нагрузки без реконструкции отопительной части СО1 с учетом исходного запаса тепловой мощности 25%, на уровне 90/45 °С при расчетной температуре $t_{\text{но}} = -15$ °С (и при более низких температурах воздуха), и 55,6/30 °С при нагрузке отопления 56,82% от расчетной (соответствует температуре наружного воздуха +4°С, средней для первого температурного интервала).

При промежуточных значениях температуры воздуха расчетные температуры для СО1 $\tau_1^{\text{от}}$ (на подаче в СО1) и τ_{21} (после СО1 и на входе в СО2 (испаритель ТНУ) определены путем линейной интерполяции.

Результаты расчета параметров рабочего тела (температур и расходов) по элементам схемы для условий работы ТЭЦ с коэффициентом теплофикации $\alpha_{\text{тэц}} = 0,5$: при расчетной отопительной нагрузке $Q_{\text{от}} = 220$ МВт и при доле нагрузки ГВС 0,25 (вся эта нагрузка неизменна и составляет $Q_{\text{гв}} = 55$ МВт) приведены в табл. 1

Таким образом, реализация предложенного варианта, для принятых граничных условий, позволяет обеспечить практически неизменную температуру обратной сетевой воды, возвращаемой на ТЭЦ, на уровне 30-31 °С, и существенное снижение расхода сетевой воды по сравнению с исходным температурным графиком.

Все это позволит снизить затраты мощности на привод сетевых насосов и увеличить выработку в отопительный период электроэнергии на заданном тепловом потреблении.

В соответствии с необходимостью энергетического сопоставления вариантов

было принято, что отпуск электроэнергии от ТЭЦ в энергосистему остается неизменным.

Таблица 1⁵

Параметры режима для климатических условий г. Кишинева после реконструкции системы теплоснабжения с применением ТНУ.

Таблица П1. Параметры режима для г. Кишинева после реконструкции системы теплоснабжения с применением ТНУ. Среднеинтервальная температура наружного воздуха	$t_H, ^\circ\text{C}$	+4	-2,5	-7,5	-12,5	-17,5
Длительность периода	n , часов	1840	1525	389	180	46
Температура прямой сетевой воды от ТЭЦ	$\tau_1, ^\circ\text{C}$	70	70	83	101	110
Температура подачи воды на систему отопления CO1	$\tau_1^{om}, ^\circ\text{C}$	55,6	67,37	76,39	85,47	90,0
Температура воды на выходе из CO1	$\tau_{21}, ^\circ\text{C}$	30	35,13	39,08	43,03	45,0
Тепловая нагрузка системы отопления CO1	Q_{OT}^{CO1} , МВт	46,66	68,33	85,0	101,66	110,0
Тепловая нагрузка испарителя системы отопления CO2	Q_{EV}^{CO2} , МВт	18,66	27,332	34,0	44,664	44,0
Тепловая нагрузка системы отопления ТЭЦ	Q_{OT} , МВт	65,333	95,66	119,0	142,33	154
Разность температур систем отопления абонентов (CO1+CO2)	$\tau_1^{om} - \tau_2, ^\circ\text{C}$	35,84	45,136	51,946	59,416	63,0
Мощность компрессора ТНУ	N_k , МВт	4,667	6,84	8,50	10,17	11,0
Остывание сетевой воды в испарителе ТНУ	$\Delta\tau_u, ^\circ\text{C}$	10,24	12,896	14,636	16,976	18,00
Температура обратной воды после испарителя ТНУ	$\tau_{22}, ^\circ\text{C}$	19,76	22,234	24,444	26,054	27,00
Тепловая нагрузка ТЭЦ	$Q_{ТЭЦ}$, МВт	120,33	150,66	174,00	197,33	209,00
Расход сетевой воды на системы отопления	G_{OT}' , кг/с	435,37	506,18	547,13	572,12	583,82
Разность температур сетевой воды ТЭЦ	$\tau_1 - \tau_{22}, ^\circ\text{C}$	50,24	47,766	58,556	74,204	83,00
Расход сетевой воды ТЭЦ на отопление	G_{om} , кг/с	310,58	478,31	485,37	458,11	443,14
Разность температур сетевой воды в контуре ГВС	$\tau_1 - \tau_2^{ГВС}, ^\circ\text{C}$	30	30	43	61	70
Расход сетевой воды ТЭЦ на ГВС	$G_{ГВС}$, кг/с	437,86	437,86	305,49	215,34	187,66
Расход сетевой воды на ТЭЦ	W_{CB} , кг/с	748,44	916,17	790,86	673,45	630,80
Расход сетевой воды, в долях от исходного варианта	W_{CB}' , %	75,2	73,1	64,4	57,5	53,8
Температура обратной сетевой воды ТЭЦ	$\tau_2, ^\circ\text{C}$	31,60	30,72	30,45	31,02	30,87
COP ТНУ		5,0	4,0	2,8	2,6	2,2

$\eta_k = 0,9$

Это условие достигалось тем, что в режиме работы с ТНУ вырабатываемая мощность была меньше, в исходном, на величину разности мощностей сетевых насосов в сопоставляемых вариантах. При этом мощность сетевых насосов рассчитывалась исходя из расходов сетевой воды и расчетных

напоров насосов в исходных режимах причастотно-регулируемом приводе при условии неизменного КПД насосов. Расчеты режимов работы турбоагрегата типа Т-50-12.8 проводились на адекватной верифицированной математической модели [17], многократно применявшейся ранее в подобных расчетных исследованиях. Расчеты

⁵ Appendix 1

проводились для каждого из пяти температурных интервалов при среднеинтервальных температурах наружного воздуха, указанных в табл.1, после чего данные по интервалам умножались стандартную на длительность периода (табл.1) и суммировались. Расходы пара на турбину в исходном режиме задавались равным номинальному (72 кг/с); при принятом коэффициенте теплофикации, равном 0,5, во всех режимах часть тепловой нагрузки ТЭЦ обеспечивалась от пиковых водогрейных котлов (ПВК). При расчетах было принято, что во всех режимах потери тепловой энергии в теплосетях составляют 20% от отпуска с ТЭЦ, КПД энергетических и пиковых котлов ТЭЦ одинаков и составляет 0,9, а КПД транспорта теплоты – 0,98. Учитывая модельный характер расчетов, величины энергетического эффекта приводятся в относительных энергетических единицах, по отношению к отпуску теплоты ТЭЦ за отопительный период, который с включением тепловых потерь равен 448791 МВт·ч.

По отношению к этой величине, расход электроэнергии на компрессоры ТНУ составил 4,40% (19729 МВт·ч), экономия топлива на ТЭЦ составила 6,91% (31002 МВт·ч). Отношение расхода электроэнергии на ТНУ к экономии топлива в энергетических единицах составляет 63,6%.

При этом затраты на ТЭЦ на приобретение газа снижаются на 834 тыс. долл. (при цене газа 250 долл/1000 м³), а дополнительная оплата потребителей за электроэнергию для ТНУ составит 2,37 млн. долл.

Структура экономии топлива на ТЭЦ за отопительный период (31002 МВт·ч) следующая: 11,8% - экономия от сокращения потерь в котельных агрегатах и при транспорте теплоты, 8,4% - экономия от снижения расхода электроэнергии на привод сетевых насосов (доля расхода сетевой воды в расчетном варианте по отношению к исходному также представлена в табл.1) , 26,8% - экономия за счет снижения отпуска теплоты (примерно на величину затрат электроэнергии в ТНУ и потерь теплоты в тепловых сетях при снижении температуры обратной сетевой воды), и 53,0% - за счет увеличения удельной выработки электроэнергии ТЭЦ при снижении температуры обратной сетевой воды).

Возможная экономия для потребителей может быть определена при сопоставлении тарифов на электроэнергию на привод ТНУ и на тепловую энергию, потребление которой сокращается.

В неотапительный период (когда остается только нагрузка ГВС) предполагается полное отключение источника (ТЭЦ или котельной) от системы теплоснабжения и перевод ее на теплоснабжение только от ТНУ, имеющим в качестве холодного источника теплоты атмосферный воздух. В этом случае максимальный энергетический эффект имеет место для случая, когда исходным источником в системе является районная или местная котельная. В этом случае для расчетной нагрузки ГВС $Q_{гв}=55$ МВт расход топлива в энергетических единицах составит за период (4780 часов) 298073 МВт·ч, что при тарифе 250долл/1000 кубометров дает затраты на топливо 8,018 млн. долларов. Мощность компрессоров ТНУ 8,8 МВт, потребление электроэнергии ТНУ за период составит 42064 МВт·ч, что по тарифу 0,12 долл/кВт·ч дает расходы 5,047 млн. долл за период. Затраты на привод сетевых насосов по тому же тарифу в исходном режиме составят за неотапительный период 252 тыс. долларов. В этом случае экономический эффект за период будет равен 3,223 млн. долларов в пользу ТНУ.

Гораздо сложнее ситуация, когда ТНУ вытесняет тепловую нагрузку ТЭЦ. Если в таком варианте ТЭЦ перестает вырабатывать электроэнергию (при наличии ее альтернативных источников для потребителей), то увеличивается доля условно-постоянных затрат в среднегодовой себестоимости как электрической, так и тепловой энергии, вырабатываемой в отопительный период, что может привести к увеличению их тарифов или к вытеснению ТЭЦ с рынков. Если же ТЭЦ замещает выработку электроэнергии на тепловом потреблении ГВС конденсационной выработкой, то возможность реализации такого режима определяется условиями реализации такой энергии на рынках. В данном модельном расчете для турбины типа Т-50-12,8 предполагается, что отпускаемая в неотапительный период электроэнергия при ее выработке как в теплофикационном, так и конденсационном режиме отпускается потребителям по тому же тарифу 0,12 долл/кВт·ч, что и применяется для работы ТНУ.

В этом случае, если тепловые потери в сетях остаются на уровне 20%, то потребление тепла потребителями за период (4780 часов в год) составит 210320 МВт·ч (185,47 тыс. Гкал), что по тарифу на тепловую энергию 64,52 долл/Гкал дает выручки 11966 тыс. долларов. Отпуск тепла с ТЭЦ, с учетом потерь в тепловых сетях, составит 262900 МВт·ч. Если вместо ТНУ используется ТЭЦ, работающая по тепловому графику на тепловую мощность 55 МВт она имеет электрическую мощность 27.9 МВт и обеспечивает за период отпуск 120,6 тыс. МВт·ч электроэнергии (доля расхода на собственные нужды принята равной 10%), по тарифу 0,12 долл это составит 14,4 млн долл. выручки. Одновременно за тепловую энергию ТЭЦ выручит 11,966 млн. долл при тарифе 64,52 долл/Гкал. Затраты на газовое топливо составят 11,3 млн. долларов. Если работает ТЭЦ по конденсационному циклу плюс ТНУ, то при такой же электрической мощности расходы ТЭЦ на газ составят за период 10,0 млн. долл, выручка за тепло от ТНУ составит также 11,966 млн. долл, затраты на покупку электроэнергии для ТНУ составят 5,047 млн. долл, выручка от продажи э/э ТЭЦ составит 14,15 млн. долл (с учетом того, что около 250 тыс. долларов будет сэкономлено за счет уменьшения затрат на привод сетевых насосов. Разница в затратах на газ между выработкой по конденсационному циклу и на тепловом потреблении невелика и составит 1,252 млн. долларов. Еще небольшая дополнительная экономия при работе ТНУ вместо системы теплоснабжения от ТЭЦ добавится от того, что летом не будут обслуживаться магистральные тепловые сети. В целом как с энергетической, так и с экономической точек зрения полный перевод абонентов ТЭЦ в неотапительный период на теплоснабжение от ТНУ в рассмотренных граничных условиях нецелесообразен, несмотря на то, что расход газа на ТЭЦ несколько снизится, что дает определенный экологический эффект в том случае, если электроэнергия для ТНУ производится с помощью безуглеродных технологий, например, на АЭС.

Поскольку в реальных условиях перевод всех абонентов ТЭЦ одновременно в неотапительный период на теплоснабжение от ТНУ невозможен, то следует сопоставлять выгоду от снижения платежей потребителей в неотапительный период за тепловую энергию,

получаемую от ТЭЦ, и увеличения платежей за тепловую энергию, получаемую от ТНУ. Это требует детальных технико-экономических расчетов себестоимости тепловой энергии, получаемой с помощью ТНУ в неотапительный период, и возможных тарифов на такую энергию для конкретных локальных ИТП (систем теплоснабжения в зданиях).

ЭФФЕКТ У ПОТРЕБИТЕЛЯ ОТ ВНЕДРЕНИЯ ТНУ

Экономическая эффективность у потребителя возникает за счет экономии затрат на энергообеспечение в результате замены (частично или полностью) источника получения тепловой энергии. Причем, эта экономия должна быть достаточной, чтобы в приемлемые сроки скомпенсировать все затраченные инвестиционные вложения на изменение источника энергообеспечения. В связи с этим, необходимо определить: затраты жильцов дома на оплату потребленной тепловой энергии от центральных сетей на отопление и подготовку горячей воды; затраты на оплату потребленной электрической энергии; состав и количество капитальных затрат на изменение источника энергообеспечения. Среднегодовые затраты (на примере 100-квартирного дома проведен сценарный анализ эффективности использования ТНУ) на энергообеспечение дома определялись, на основе счетов за оплату потребленной тепловой и электрической энергии. В среднем, дому необходимо 781 Гкал/год тепловой энергии (ТЭ) на отопление и ГВС, что в денежном выражении составляет 877,4 тыс. леев в год. В соответствие с этим, необходимые капитальные затраты, с учетом стоимости проектных, монтажных и пусконаладочных работ, при стоимости 1 кВт тепловой мощности ТНУ, равной 400 евро, составят 700 тыс. леев. В состав эксплуатационных затрат после модернизации входят: электрическая энергия, потребляемая ТНУ в течение года, денежные средства, которые необходимо заплатить поставщику услуг, так как, в данной схеме ТНУ вырабатывает, в среднем, 42,3% от, необходимой дому, ТЭ. После модернизации затраты дома за ТЭ составят 676,8 тыс. леев в год. Таким образом, простой срок окупаемости капитальных затрат составил 3,5 года.

ВЫВОДЫ

1. Схема системы теплоснабжения с ТЭЦ и ТН, в которой тепловые насосы получают теплоту от обратной сетевой воды и из окружающего воздуха обеспечивает экономию электроэнергии, природного газа, и средств на оплату счетов у потребителей.

2. Схема теплового насоса на диоксиде углерода должна включать в себя как минимум, два компрессора (или один двухступенчатый компрессор) и один или два эжектора.

3. Включение переохладителя хладагента после газоохладителя может обеспечить регулирование режима работы испарителя в канале наружного воздуха в широком диапазоне температур.

4. Внутренний теплообменник теплового насоса и газоохладитель должны быть выполнены с переменной площадью теплообмена.

5. Внедрение ТНУ по предложенной схеме может быть экономически эффективным для новых тепловых потребителей, подключаемых к ТЭЦ или котельным, а также приводить к уменьшению дополнительного расхода топлива на источнике, необходимого для теплоснабжения вновь подключаемых потребителей, однако это требует проведения более тщательных и конкретных технико-экономических расчетов.

APPENDIX1 (ПРИЛОЖЕНИЕ)

¹Fig. 1. Block diagram of a building space heating system. (1 – CHP, 2 – Tap water heater, 3- Heat pump).

²1. Pipeline of direct network water after the mixing unit of reverse network water. 2. The return pipe network after the selection of heat by the evaporator. 3. The heating system of the first part of the building, 4 - primary circuit of the heat pump evaporator ТН. 5. Secondary circuit of the evaporator VT. 6. Evaporator of the outdoor air circuit. 7. Heat pump. 8. The primary circuit of the gas cooler TN. 9. The secondary circuit of the gas cooler TN. 10. Dry tower "carbon dioxide-air". 11. Pump of the heating system of the second half of the building. 12. The second half of the heated building. (A, B - see Fig. 1).

Fig. 2. Scheme for selection of low-grade heat by a heat pump from the return network water and air during the heating period.

³Fig.3. 1-1, 1-2 - compressors, 2 - refrigerant gas cooler of the first compressor stage, 3 - gas cooler for the heating system, 4 - refrigerant aftercooler, 5, 6 - evaporator pressure regulators, 7,11 - refrigerant flow regulators through evaporators, 8 and 12 - receivers for stabilizing the operating modes of controllers 7 and 11,

9, 13 - steam superheat controllers after evaporators 10 and 14, 15 - an ejector (mixer) with an adjustable drive 16, 17 - a battery (aka liquid separator), 18 - an internal heat exchanger . The red numbers correspond to the points on the thermodynamic cycle diagram of the VT

³Fig. 3. Simplified heat pump design.

⁴Fig 4. Heat pump cycle.

⁵Table 1. The parameters of the regime for the climatic conditions of the city of Chisinau after reconstruction of the heat supply system using heat pumps.

БИБЛИОГРАФИЯ (REFERENCES)

- [1] Redko A.A., Taradai A.M., Chernokriluk V.V., Esin T.S. Kombinirovannii sistemii teplosnabjennia s vozobnovliaemimi istochnikami tepla. [Parameters of a Heat Supply System at a Lower Temperature Chart], Enegrsberjejenie, energetika, energoaudit [Energy saving, energetics, energy audit]. 199(29)2014, p.42-46. <http://eee.khpi.edu.ua/article/view/33556/30109> , accessed 19.02.2020
- [2] Ogurechnikov L.A. Resursosberegaiuschaia kombinirovannaia sistema teplosnabjennia. [Resources saving combined heat supply system]. https://vodapol.ru/Arts/Resursosberegayushaya_sistema.php , accessed 19.02.2020.
- [3] Musabekov R.A., Abilidinova S.K., Rasmuhametova A.S. Effektivnosti sistem centralizovannogo teplosnabjennia v usloviah sovmejnogo ispolizovania teolovih nasosov. [Efficiency of district heating systems under conditions of joint usage of heat pumps]. Vestnik AUES [Herald of AUEC] Almaty: AUEC, 2017.- №1(36). - p.5-19.
- [4] Nozdrenko G.V. Kompleksnii exergeticheskaa analiz energoblokov TES s novimi tehnologiami [Complex exergetic analysis of CHP with new technologies] Novosibirsk, 2009.
- [5] Frantseva A.A. Optimizatsionnie issledovania TETS s gazosetevimi podogrevateliami. [Optimization studies of thermal power plants with a gas network heater and freon thermotransformers]. Novosibirsk, 2015. https://nrtu.pf/files/dissertations/dissertaciya_frantseva_142916052027.pdf (accessed 21.03.2020).
- [6] Østergaard P.A., Andersen A.N. Booster heat pumps and central heat pumps in district heating. Applied Energy 184 (2016) 1374–1388.
- [7] Pieper H, Ommen T., Elmegaard B., Markussen W.B. Assessment of a combination of three heat sources for heat pumps to supply district heating. Energy 176 (2019) 156-170.
- [8] Sayegh M.A., Jadwyszczak P., Axcell B.P., Niemierka E., Brys K., Jouhara H. Heat pump placement, connection and operational modes in European district heating. Energy & Buildings 166 (2018) 122–144.

- [9] Ovsianik A.V., Matsko I.I., Rychter O.L., Bobovich S.O. Perspektivi primnenia teplonasosnih tehnologii d teplofikatsionnom komplekse goroda Gomelia [Prospects for the use of heat pump technologies in the heating complex of the city of Gomel]. <https://elib.gstu.by/bitstream/handle/220612/10175/%D0%9E%D0%B2%D1%81%D1%8F%D0%BD%D0%BD%D0%B8%D0%BA%2C%20%D0%90.%20%D0%90.%20%D0%9F%D0%B5%D1%80%D1%81%D0%BF%D0%B5%D0%BA%D1%82%D0%B8%D0%B2%D1%8B...pdf?sequence=1&isAllowed=y> (accessed 21.03.2020).
- [10] Rony R.U., Yang H., Krishnan S., Song J. Recent Advances in Transcritical CO₂ (R744) Heat Pump System: A Review. *Energies* 2019, 12, 457; doi:10.3390/en12030457.
- [11] Ma Yitai, Liu Zhongyan, Tian Hua A review of transcritical carbon dioxide heat pump and refrigeration cycles. *Energy*. 55 (2013), p.156-172.
- [12] Ommen T.S. (2015). *Heat Pumps in CHP Systems: High-efficiency Energy System Utilising Combined Heat and Power and Heat Pumps*. DTU Mechanical Engineering. DCAMM Special Report, No. S187.
- [13] Østergaard P.A., Andersen A.N. Economic feasibility of booster heat pumps in heat pump-based district heating systems. *Energy* 155(2018), 921-929.
- [14] Pieper H., Ommen T., Elmegaard B., Markussen W.B. Assessment of a combination of three heat sources for heat pumps to supply district heating. *Energy* 176(2019), 156-170.
- [15] Sayegh M.A., Jadwiszczac P., Axcell B.P., Niemierka E., Bry's K., Jouhara H. Heat pump placement, connection and operational modes in European district heating. *Energy & Buildings* 166 (2018) 122–144.
- [16] Ommen T., Markussen W.B., Elmegaard B., Heat pumps in combined heat and power systems, *Energy* 76 (2014) 989–1010. <https://doi.org.1016/j.energy.2014.09.016>.
- [17] Tatarinova N.V., Suvorov D.M., Shempelev A.G. Approaches to building computational mathematical models based on the flow and power characteristics of cogeneration steam turbine stages and compartments. *International Conference on Industrial Engineering, Applications and Manufacturing (ICIEAM 2017)*. St. Petersburg, Russia, 2017, pp. 1-6. doi: 10.1109/ICIEAM.2017.8076463
- [18] Armin Hafner and Krzysztof Banasiak 2016 J. *Phys.: Conf. Ser.* 745 032157.
- [19] Groll E.A., Kim, J.H., 2007. Review of recent advances toward transcritical CO₂ cycle technology. *HVAC&R Research*, 13(3):499-520.

Сведения об авторах.



Шит Михаил Львович – к.т.н., доцент-исследователь, в.н.с. лаборатории «Энергетической эффективности и возобновляемых источников энергии» института энергетики. Область научных интересов: тепловые насосы, автоматическое управление технологическими процессами. E-mail: mihail_sit@mail.ru



Журавлев Анатолий Александрович – кандидат технических наук, в.н.с. лаборатории «Энергетической эффективности и возобновляемых источников энергии» института энергетики. Область научных интересов: микропроцессорные системы управления, промышленная автоматика. E-mail: AZhur5249@mail.ru



Суворов Дмитрий Михайлович, к.т.н., доцент, заведующий кафедрой теплотехники и гидравлики ВятГУ. Область научных интересов - повышение эффективности работы ТЭЦ. E-mail: dmilar@mail.ru



Суших Виктор Михайлович, доцент кафедры теплотехники и гидравлики ВятГУ. Научные интересы - энергетическая эффективность. E-mail: vimis608@gmail.com

Long-Term Solar Irradiance Forecasting

Braga D.^a, Chicco G.^b, Golovanov N.^c, Porumb R.^c

Technical University of Moldova^a, University Politecnico di Torino^b, University Politehnica of Bucharest^c

Chisinau, Republic of Moldova^a, Torino, Italy^b, Bucharest, Romania^c

Abstract. The past decade has been characterized by considerable increase of the penetration level of solar photovoltaic systems in energy systems throughout the world. At the same time, solar irradiance has an intermittent nature. Thus, the efficient management of existing and new solar photovoltaic systems requires an accurate forecasting system of solar irradiance. The purpose of the paper is to develop and validate a long-term forecasting model for solar irradiance. This purpose is achieved by applying of clustering method and standard mathematical statistics. The modeling includes pre-processing of historical data used for forecasting and post-processing of the types of days resulted from the clustering analysis. Historical data include solar irradiance and sky coverage by clouds. Pre-processing supposes bi-normalization of the solar irradiance in time and amplitude, as well as clustering, and post-processing supposes denormalization to get the actual values. Error metrics and confusion matrix indices have been used to assess the accuracy of the proposed forecasting method. Four different model variants have been considered, which differ by pre-processing approach of initial data. The comparison of these model variants shows that for better accuracy it is required to use seasonality aspects of solar irradiance. The main result of paper is the created model, which can be used for the solar irradiance forecast with acceptable accuracy for this type of forecasting and for generating of the types of days for different annual scenarios. The importance of paper results consists in the possibility of using of these scenarios for feasibility assessment of the solar photovoltaic system and identifying of the best solutions for their integration in the energy system.

Keywords: prediction, solar irradiance, forecasting, clustering, statistical error parameters, predictive model, confusion matrix, scenario analysis.

DOI: 10.5281/zenodo.3713424

UDC: 551.521.1

Proгноза pe termen lung al iradianței solare

Braga D.^a, Chicco G.^b, Golovanov N.^c, Porumb R.^c

Universitatea Tehnică a Moldovei^a, Universitatea Politecnico di Torino^b, Universitatea Politehnica București^c
Chișinău, Republica Moldova^a, Torino, Italia^b, București, Romania^c

Abstract. Pe parcursul ultimului deceniu, în întreaga lume, s-a înregistrat o creștere considerabilă a numărului de sisteme solare fotoelectrice conectate la sistemul electroenergetic. În același timp, iradianța solară este caracterizată de un grad înalt de intermitență. Astfel, pentru un management eficient al sistemelor solare fotoelectrice existente și viitoare este necesară existența unui model de prognoză precisă a iradienței solare. Scopul lucrării constituie elaborarea și verificarea unui model pentru efectuarea prognozei iradienței solare pe termen lung. Scopul înaintat este realizat prin utilizarea metodei clusterelor și statistica matematică. Elaborarea modelului include etape de pregătire a datelor istorice necesare pentru realizarea prognozei și prelucrarea datelor, obținute în procesul de clusterizare și analiză. Datele istorice utilizate includ iradianța solară și nebulozitatea. Procesul de pregătire a datelor inițiale include procedeul de bi-normalizare și clusterizare a iradienței solare și al perioadei de strălucire a soarelui, iar prelucrarea rezultatului – procedeul de denormalizare pentru obținerea valorilor reale ale iradienței solare. Acuratețea modelului propus este verificată cu ajutorul indicatorilor de eroare și a matricei de confuzie. Sunt analizate patru variante ale modelului, care diferă prin abordarea pregătirii datelor inițiale pentru modelare. Compararea acestor variante de modele pentru prognoza iradienței solare au arătat că, pentru obținerea unei precizii mai mari este necesar să se țină cont particularitățile sezoniere ale iradienței solare. Cel mai semnificativ rezultat al lucrării constă în crearea modelului care poate fi utilizat pentru prognoza iradienței solare cu o precizie acceptabilă pentru acest tip de prognoză și generarea succesiunii tipului zilelor pentru diferite scenarii anuale. Valoarea rezultatului obținute în lucrare constă în posibilitatea utilizării scenariilor anuale generate pentru evaluarea fezabilității funcționării sistemelor solare fotoelectrice și identificarea celor mai bune soluții de integrare a acestora în sistemul energetic.

Keywords: predicție, iradianță solară, prognoză, clusterizare, parametri de eroare statistică, model de predicție, matrice de confuzie, analiza scenariilor.

**Долгосрочный прогноз солнечной иррадиации
Брага Д.^a, Кикко Ж.^b, Голованов Н.^c, Порумб Р.^c**

Технический Университет Молдовы^a, Туринский Политехнический Университет^b, Бухарестский
Политехнический Университет^c

Кишинев, Республика Молдова^a, Турин, Италия^b, Бухарест, Румыния^c

Abstract. В последнее десятилетие значительно увеличилось число солнечных фотоэлектрических установок, подключённых к электроэнергетическим системам по всему миру. В то же время, солнечная иррадиация представляет собой непостоянную величину. Поэтому, для эффективного управления существующими и нововведёнными в эксплуатацию мощностями фотоэлектрических солнечных систем и эксплуатации электроэнергетических систем в нормальном режиме требуется точная модель для прогноза солнечной иррадиации. Главной целью данной работы является разработка и проверка модели для выполнения долгосрочного прогноза солнечной иррадиации. Предложенная цель в данной работе достигается с помощью метода кластеров и математической статистики. Разработка модели предусматривает этап подготовки исторических данных для прогнозирования и этап обработки и анализа результатов, полученных в процессе кластеризации. Используемые исторические данные включают солнечную иррадиацию и степень покрытия небесного свода облаками. Процесс подготовки исходных данных включает процесс би-нормализации и кластеризации солнечной иррадиации и периода солнечного свечения, а обработка результата – процесс денормализации. Точность предложенной модели проверяется с помощью стандартных индикаторов ошибок и матрицы путаницы. Для сравнения были проанализированы четыре варианта модели, которые отличаются подходом и подготовки исходных данных для моделирования. Сравнение этих вариантов моделей показало, что для получения более высокой точности необходимо учитывать сезонные особенности солнечной иррадиации. Главным результатом работы является полученная модель, которая может быть использована для прогнозирования солнечной иррадиации с приемлемой точностью для этого типа прогнозирования и получения последовательности типа дней для различных годовых сценариев. Ценность модели состоит в том, что эти сценарии могут быть использованы для оценки эффективности работы фотоэлектрических солнечных систем и нахождения наилучших решений для их интеграции в электроэнергетическую систему.

Keywords: предсказание, солнечная иррадиация, кластеризация, ошибки прогнозирования, матрица путаницы, анализ сценариев.

I. INTRODUCTION

During the last years, all around the world electricity generation from renewable energy sources (RES) has been increasing constantly. These increases led to transformation of energy systems from highly centralized systems with classical large power plants to systems with a growing number of territorial distributed small plants based on RES [1,2]. The most significant increase of installed capacity concerns photovoltaic (PV) sources: from 22.8 GW at the end of 2009 to 480.6 GW at the end of 2018 [3].

The PV source is highly intermittent and depends on meteorological and climate conditions, such as solar irradiance, cloudiness, air temperature, air humidity, etc. The intermittency poses difficulties in grid management with raising rate of electricity system penetration by solar PV systems, and represents great challenges for PV power generation forecasting [4]. In particular, solar irradiance is the main feature to be considered in short-term PV power forecasting [5] carried out by using different numerical techniques [6] and various methods for unsupervised and supervised

learning [7]. Some review papers indicate the current trends in the different time horizons established to perform forecasting, partitioned in [8] into very short-term (from seconds to minutes, up to one hour), short-term (from one hour to one week), medium-term (from one week to one month), and long-term (from one month to one year) [9].

Thus, the task of solar irradiance forecasting is a crucial aspect for ensuring grid stability, reliability and efficient management of the existing or new RES power capacity. Without accurate prediction, it is difficult to promote adequate practices in energy production, transportation and transactions, and this fact conducts to the reduction of energy system efficiency and reliability [4,6].

However, meteorological conditions depend on period of day, season and year, and represent highly varying series of data [11], again making long-term forecasting not easy to be carried out [1,9,10].

During the last decade, different forecasting techniques have been developed. The major commonly used forecasting techniques are

persistence methods, statistical methods, physical methods, and hybrid methods [4,12].

Persistence method is the simplest method, but with too low accuracy. This method assumes that weather conditions at the certain moment in the future will be the same as it is when the forecasting is executed.

Statistical methods (including neural networks) are mathematical models that use the historical data to perform forecasting for next periods. These methods are good for short-term predictions due the fact that with increasing of the forecasting period the errors are increasing. The classical statistical techniques are defined by considering the data as a time series [12,13].

Physical methods take into account the physical aspects like topography, altitude, obstacles sheltering, atmospheric conditions etc. Often these methods are more accurate than other methods. They offer very good accuracy for long time horizons, but appliance of these methods require initial data of good quality [13,14]. The most used physical method is the Numerical Weather Prediction (NWP) model. This complex mathematical model usually requires to be run on super computers, which limits the usefulness of these models to very short time operation of power system.

The most common and effective method is the hybrid method, which represents a combination between individual techniques and permits to improve forecasting accuracy comparing with applications of standalone methods benefiting from the advantages of each model [4,7]. Conceptually, hybrid methods represent a multi-stage approach to forecasting, which applies different techniques at each stage [13,14]. For instance:

- Satellite-imaging and Artificial Neural Networks (ANN) for predictions of global solar irradiance on the horizontal surface for temporal horizons between 30 and 120 minutes [15];
- Satellite-imaging and Support Vector Machine (SVM) for intra-day predictions (in the range of 15 to 300 minutes) [16];
- Satellite-imaging, Exponential Smoothing State (ESS) and back propagated Multi-Layer Perceptron (MLP) model for hourly predictions [17];
- Autoregressive integrated moving average (ARIMA) and ANN [18];
- ANN and Clear sky model [19]
- NWP and ANN [20]; etc.

The next sections present a hybrid model based on time-series, Clear-sky and k-Nearest Neighbors (k-NN) methods for long-term solar irradiance forecasting on the horizontal surface.

II. CLUSTERING OF THE DAY TYPES AND FORECASTING MODEL

The main goal of this paper is the creation of a model for long-term solar irradiance forecasting. As initial data for the solar forecasting model, historical hourly data are used for the period of 1951 – 1990 for Chisinau (the capital of Republic of Moldova, emplaced geographically in the central part of country), and the data regarding weather features (sky nebulosity and temperature) obtaining from meteorological station from Chisinau for period of one year period (2018 – 2019).

For long-term forecasting, it is essential to predict the daily or weekly amount of generated energy. Theoretically, the daily solar irradiance in clear sky conditions is distributed in accordance with the Moon-Spencer model [21].

This model used the Sun position on the sky with respect to the daytime and year time. Solar Irradiance in this model includes Global Horizontal Irradiance (GHI), Direct Normal Irradiance (DNI) and Horizontal Diffuse Irradiance (HDI) [10,22].

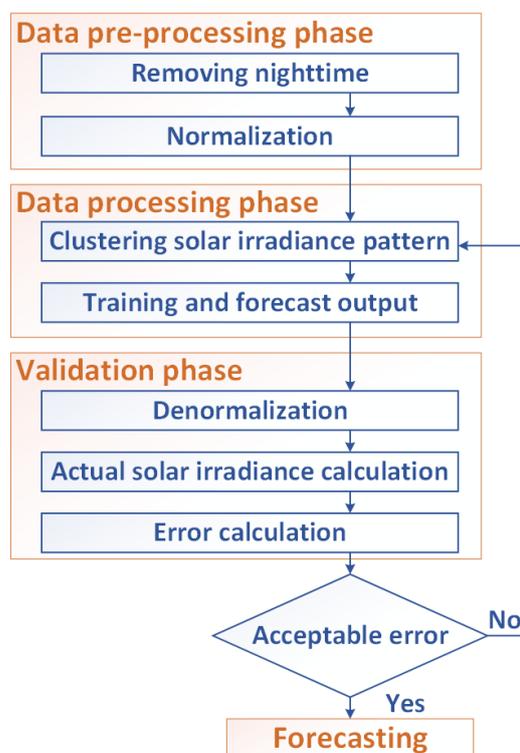


Fig. 1. Proposed solar irradiance forecasting model flowchart.

GHI data is the main component considered during forecasting in this paper. Besides historical GHI data, GHI in Clear-sky conditions represents the maximum GHI that can be received by PV systems during a clear sky day. GHI in Clear-sky conditions is constant for the same period of the year. Additional data required for the proposed model are cloud coverage of the sky, air temperature and humidity.

The development of the proposed solar irradiance forecasting model includes three phases: data pre-processing phase, data processing phase, and validation phase (Fig. 1).

A. Data pre-processing phase

The first phase of the proposed forecasting model includes removing nighttime, and data normalization. Removing nighttime supposes excluding the period between sunset time of previous day and sunrise time of the day considered.

Considering that the solar irradiance is a function of the sunshine period, which depends on the year period, it is difficult to compare solar irradiance characteristics for days with considerable different sunshine period (Table 1). For clear-sky conditions the differences among solar irradiance values in sunshine periods can be observed in Fig. 2.

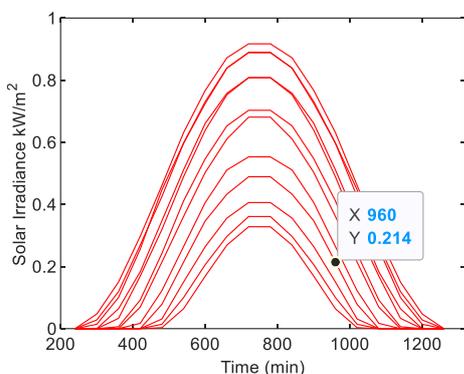


Fig.2. Solar irradiance in clear-sky condition.

To allow the comparison between solar irradiance data from different period of the year, it is necessary to normalize the solar irradiance data and the daily sunshine period (this process is called bi-normalization).

The bi-normalization consists of the representation of the solar irradiance and sunshine time in relative units, both with values between 0 and 1 [10]. For this purpose, the daily sunshine period for each day was limited from the sunrise to the sunset time periods for all days. Then, to

represent the solar irradiance time series with the same number of points, the available data points are used for data alignment within an interpolation process [23] to obtain the same number of points (20 points in this paper) at the same locations onto the normalized horizontal axis. On the vertical axis, the daily solar irradiance was divided by GHI in Clear-sky conditions (the maximum solar irradiance) for this period [10,13].

For simplifying comparison between types of days in dependence of solar irradiance, for example sunny days in summer and winter, the normalization of solar irradiance was done separately for each month.

Table 1

Sunrise and sunset time and daytime hours

Day	Sunrise	Sunset	Sunshine period
20-Mar	06:07	18:15	12 h and 08 min
21-Jun	04:08	20:02	15 h and 54 min
23-Sep	05:51	18:00	12 h and 09 min
21-Dec	07:47	16:17	8 h and 30 min

In order to prepare data for clustering of daily solar irradiance and obtaining better accuracy of clustering, three types of patterns have been proposed:

1. Normalized solar irradiance patterns NP;
2. Sorted normalized solar irradiance patterns SNP;
3. Differences between normalized solar irradiance patterns DNP.

For creating NP, the data regarding solar irradiance and sunshine time were normalized according to the procedure described above [10].

For creating SNP, the normalized solar irradiance data have been sorted in the ascending order. The DNP have been determined by considering two representative days: one for clear sky conditions, and one for cloudy sky conditions. Beginning from the irradiance features of these two days, for each day the normalized solar irradiance differences were calculated and sorted in ascending order.

The results of normalization of the solar irradiance and sunshine period are shown in Fig. 3. In particular, the available data are represented in bi-normalized form in Fig. 3a, and are sorted in the ascending order in Fig. 3b.

For clustering, it has been used the *k*-means method with the help of Classification Learner tool in MATLAB®, which carries out the daily solar irradiance pattern grouping into *K* exclusive clusters (groups).

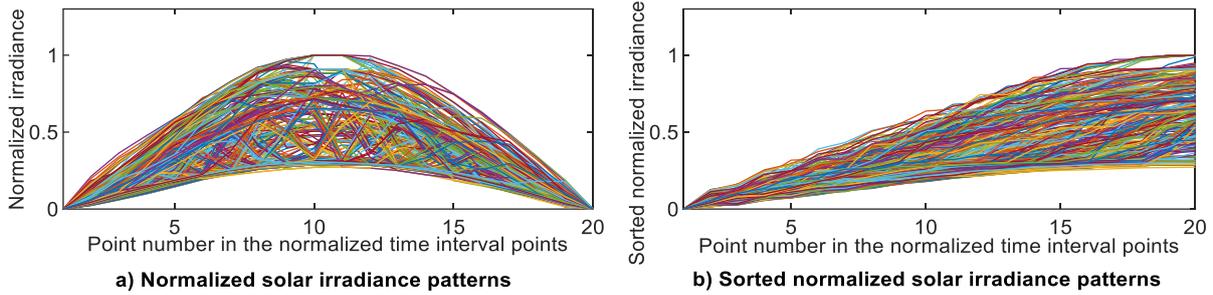


Fig.3. Solar irradiance patterns

For the choice of the number of clusters, it is possible to consider the results of a parametric analysis by changing K , or to set up the number K according with a practical criterion. In the example shown in [10] for $K = 12$, the clustering results are fine, but it is not immediate to give a practical meaning to all the clusters on the basis of the results; for example, two clusters contain solutions close to the clear sky conditions, and the differences among the clusters are progressively lower. Conversely, with a smaller number of clusters it is easier to identify the type of days from practical considerations. In this paper, the chosen number of clusters is $K = 4$, with a practical meaning of having a simple categorization of the days into clear, mostly clear, mostly cloudy, and cloudy.

The results of the k -means clustering with $K = 4$ are shown in Fig. 4 for NP, Fig. 5 for SNP, and Fig. 6 for DNP. These results confirm the partitioning of the days into clear (cluster 1), mostly clear (cluster 2), mostly cloudy (cluster 3), and cloudy (cluster 4). The effectiveness of the choice $K = 4$ has been checked by repeating the k -means clustering with different number of clusters and tracking two clustering performance indicators, namely, the sum of the Euclidean distances between centroids for each cluster (the lower, the better), and the silhouette values (the higher, the better). Fig. 7 shows the results. The performance indicators for the practical solution chosen are relatively good, and are acceptable with respect to the higher difficulty of interpretation that would occur with higher numbers of clusters.

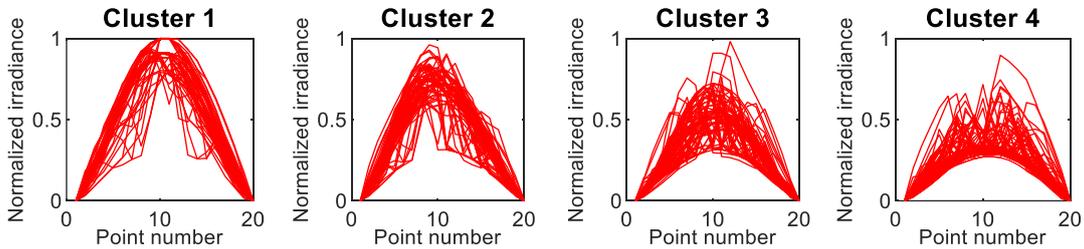


Fig.4. Clustering results based on normalized irradiance patterns

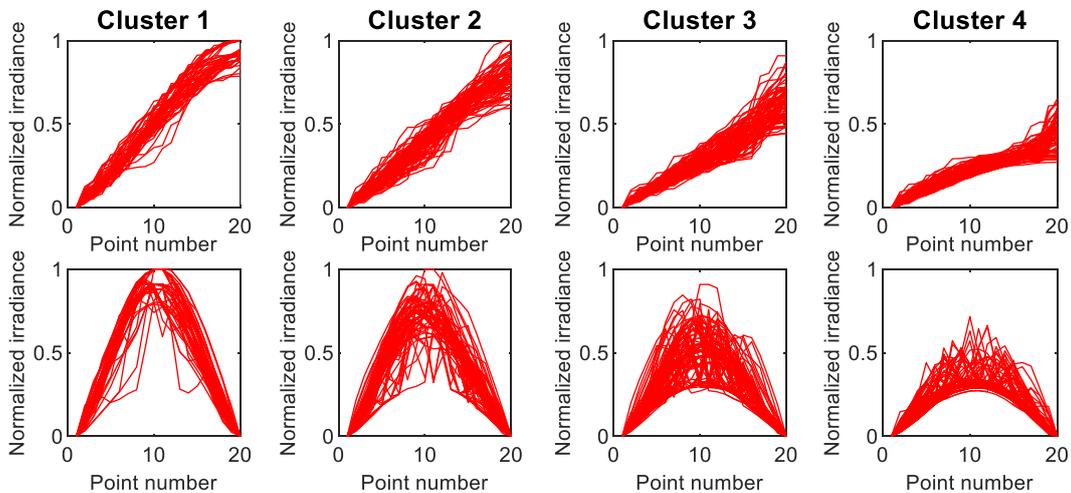


Fig.5. Clustering results based on the sorted normalized irradiance and corresponding normalized irradiance patterns

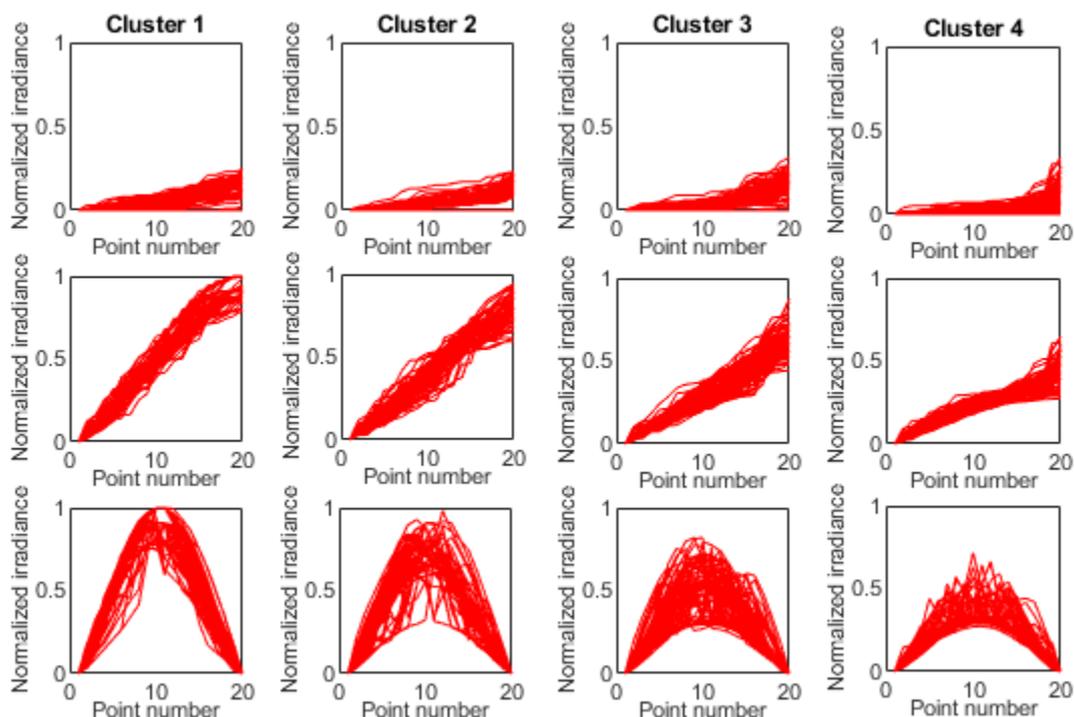


Fig.6. Clustering results based on the differences of the sorted normalized irradiance patterns and sorted and normalized irradiance patterns

Table 2
Succession of day type after knowing the type of preceding day

Type of data	Day type	Preceding day				
		Clear	Mostly clear	Mostly cloudy	Cloudy	Total
NP	Clear	22	16	7	10	55
	Mostly clear	12	46	16	15	89
	Mostly cloudy	11	11	16	37	75
	Cloudy	10	16	36	84	146
SNP	Clear	17	18	9	7	51
	Mostly clear	14	37	22	14	87
	Mostly cloudy	16	19	22	36	93
	Cloudy	4	13	40	77	134
DNP	Clear	20	21	11	7	59
	Mostly clear	14	33	19	15	81
	Mostly cloudy	17	18	20	34	89
	Cloudy	8	9	39	80	136

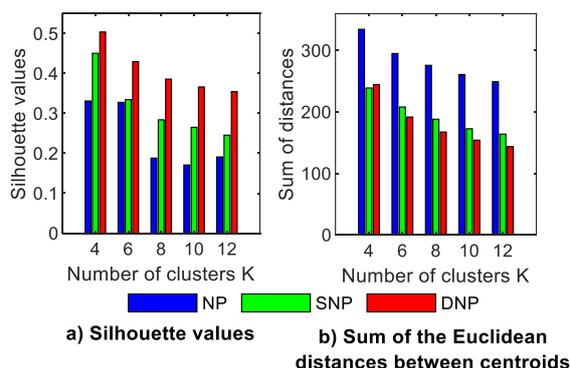


Fig. 7. Clustering performance for different numbers of clusters K . Better performance occurs for higher silhouette and lower sum of distances.

Table 3
The dissimilitude between three types of clustering approaches

Day type	Dissimilitude between types of clustering					
	NP vs. SNP		NP vs. DNP		SNP vs. DNP	
Clear	-4	1.1%	4	1.1%	8	2.2%
Mostly clear	-2	0.5%	-8	2.2%	-6	1.6%
Mostly cloudy	18	4.9%	14	3.8%	-4	1.1%
Cloudy	-12	3.3%	-10	2.7%	2	0.5%

Table 2 and Table 3 show the results and the dissimilitude between clustering with the three types of input data. It can be observed that the differences are not significant, but after visual assessment of solar irradiance pattern clusters, it can be concluded that the SNP and DNP approaches are more accurate.

In order to use the clustering results for solar irradiance forecasting, it was used the probability of the succession of days belonging to each cluster during the year in dependence of the type of preceding days (Table 4). In the columns there are the types of preceding days, and in the rows the following types of days and their probabilities of occurrence.

Table 5 shows an example of probability of succession type of day with known type of two preceding days.

B. Data processing phase

Data training consists of the simulation of a one-year day-by-day succession, with the scope of forecasting solar irradiance features for that year. The baseline for simulation is given by the probability of type of day successions, together with the average number of days of each cluster per year. Data training was carried out by using the available Matlab® application.

Forecasting is performed by using four models. Model 1 takes into account only one preceding day, without considering seasonal

information. Model 2 takes into account the two preceding days, again without considering seasonal information.

Table 4

Probability of finding a given day type after knowing the type of the preceding day (for Model 1)

Type of data	Day type	Preceding day			
		Clear	Mostly clear	Mostly cloudy	Cloudy
NP	Clear	40%	18%	9%	7%
	Mostly clear	22%	52%	21%	10%
	Mostly cloudy	20%	12%	21%	25%
	Cloudy	18%	18%	48%	58%
SNP	Clear	33%	21%	10%	5%
	Mostly clear	27%	43%	24%	10%
	Mostly cloudy	31%	22%	24%	27%
	Cloudy	8%	15%	43%	57%
DNP	Clear	34%	26%	12%	5%
	Mostly clear	24%	41%	21%	11%
	Mostly cloudy	29%	22%	22%	25%
	Cloudy	14%	11%	44%	59%

Table 5

Probability of finding a given day type after knowing the types of two preceding days (for Model 2)

1st preceding day	Clear	Mostly clear	Mostly-cloudy	Cloudy	Clear	Mostly clear	Mostly-cloudy	Cloudy
2nd preceding day	Clear	Clear	Clear	Clear	Mostly clear	Mostly clear	Mostly clear	Mostly clear
Clear	35.3%	33.3%	55.6%	0.0%	35.7%	18.9%	22.7%	7.1%
Mostly clear	35.3%	27.8%	11.1%	28.6%	50.0%	43.2%	40.9%	35.7%
Mostly-cloudy	23.5%	22.2%	33.3%	71.4%	14.3%	27.0%	13.6%	28.6%
Cloudy	5.9%	16.7%	0.0%	0.0%	0.0%	10.8%	22.7%	28.6%
1st preceding day	Clear	Mostly clear	Mostly-cloudy	Cloudy	Clear	Mostly clear	Mostly-cloudy	Cloudy
2nd preceding day	Mostly-cloudy	Mostly-cloudy	Mostly-cloudy	Mostly-cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy
Clear	12.5%	21.1%	4.5%	5.6%	0.0%	15.4%	5.0%	3.9%
Mostly clear	25.0%	31.6%	18.2%	22.2%	75.0%	7.7%	22.5%	1.3%
Mostly-cloudy	25.0%	21.1%	27.3%	22.2%	0.0%	53.8%	20.0%	27.3%
Cloudy	37.5%	26.3%	50.0%	50.0%	25.0%	23.1%	52.5%	67.5%

Table 6

Probability of finding a given day type after knowing the type of one preceding day (for Model 3)

Day type	Preceding day			
	Clear	Mostly clear	Mostly cloudy	Cloudy
Cold time period				
Clear	12.5%	20.0%	4.8%	4.2%
Mostly clear	0.0%	0.0%	9.5%	2.1%
Mostly cloudy	75.0%	20.0%	28.6%	22.9%
Cloudy	12.5%	60.0%	57.1%	70.8%
Warm time period				
Clear	38.6%	19.8%	13.7%	7.9%
Mostly clear	31.8%	45.7%	35.3%	31.6%
Mostly cloudy	22.7%	22.2%	19.6%	36.8%
Cloudy	6.8%	12.3%	31.4%	23.7%

Model 3 takes into account one preceding day and the probabilities are divided into two time periods (i.e., the cold period from November 1st to March 31st, and the warm period for the rest of the year). Finally, Model 4 takes into account one preceding day and the probabilities are divided into the four seasons. Another model could take into account two preceding days and the probabilities divided into the four seasons. However, the forecasting with this model would be quite problematic, due the fact that it would require two or four matrices with probabilities for each seasons with 64 cells each, and most of them with null values, leading to a rather impractical modeling. For this reason, this forecasting model was not applied.

In models 1, 3 and 4, at the initial stage of modeling one day preceding the "forecast year" is extracted. Depending on the type of this day and of the probability of the following type of day, it is determined the type of the next day. Then, the types of the next days are determined in the same manner, with remark that the type of preceding day is taken as the type of the following day determined at the previous stage (it was not necessary to introduce manually the type of preceding day). This process continues until the simulation of all the days of the year.

Forecasting with two preceding days distinguishes from the previous variants of forecasting by taking into account the type of the two preceding days (not only one preceding day).

Table 7

Probability of finding a given day type after knowing the type of one preceding day (for Model 4)

Day type	Preceding day			
	Clear	Mostly clear	Mostly cloudy	Cloudy
Winter				
Clear	0.0%	20.0%	0.0%	3.8%
Mostly clear	0.0%	0.0%	10.0%	2.5%
Mostly cloudy	75.0%	20.0%	30.0%	22.5%
Cloudy	25.0%	60.0%	60.0%	71.3%
Spring				
Clear	33.3%	27.3%	5.0%	9.5%
Mostly clear	22.2%	18.2%	20.0%	14.3%
Mostly cloudy	33.3%	18.2%	25.0%	47.6%
Cloudy	11.1%	36.4%	50.0%	28.6%
Summer				
Clear	46.2%	17.5%	16.7%	0.0%
Mostly clear	30.8%	52.6%	43.3%	60.0%
Mostly cloudy	15.4%	24.6%	23.3%	40.0%
Cloudy	7.7%	5.3%	16.7%	0.0%
Autumn				
Clear	16.7%	28.6%	23.1%	9.1%
Mostly clear	33.3%	35.7%	15.4%	13.6%
Mostly cloudy	50.0%	14.3%	7.7%	18.2%
Cloudy	0.0%	21.4%	53.8%	59.1%

At the first stage, the types of these days are taken in accordance with the types of two days preceding the period of interest (Table 5). In the next stages, the types of preceding days are taken as the types of following days in the previous stage.

In Model 3 and Model 4 the probabilities of following a given type of day after the certain type of preceding day were extracted from Table 6 and Table 7, respectively, in accordance with the particularities of each season.

C. Validation phase

This phase includes de-normalization of the solar irradiance resulted from the forecasting process, calculation of the actual solar irradiance, and validation of forecasting.

De-normalization represents the opposite process of normalization, i.e., representation of

forecasting solar irradiance and time in natural units kW/m² and, respectively, hours. For obtaining the actual solar irradiance, the result of forecasting (in relative units) is multiplied by solar irradiance in Clear-sky conditions for the respective period of time [9,13].

In order to validate the forecasting results, the confusion matrix is constructed, and common errors used for accuracy assessment of forecasting (root mean square error, average of the errors, mean absolute error and mean absolute percentage error) are calculated.

Confusion Matrix

The Confusion matrix is a summary of prediction results and shows the ways in which the classification model performs in predictions.

The number of correct and incorrect predictions are summarized with counting values and broken down by each cluster. It shows not only the errors, but more importantly the types of errors made. The columns represent the predicted types of days, and the rows the actual types of days.

With the view of accuracy calculation for each predicted cluster, the data from the confusion matrix (Table 9) are classified as:

- True Positives (TP): placed in the top left cell, represents the data rows (type of day) belonging to the positive class (i.e., clear) and correctly classified as such;
- False Negatives (FN): placed in the first row at the right side of the TP cell, represents the data rows (type of day) belonging to the positive class (i.e., clear) and incorrectly classified as negative (i.e., mostly clear, mostly cloudy or cloudy);
- False Positives (FP): placed in the first column below the TP cell, represents the data rows (type of day) belonging to the negative class (i.e., mostly clear, mostly cloudy or cloudy) and incorrectly classified as positive (i.e., clear);
- True Negatives (TN): placed in rows 2 – 4 and columns 2 – 4, represents the data rows (type of day) belonging to the negative class (i.e., mostly clear, mostly cloudy or cloudy) and correctly classified as such.

Overall statistics summarize the accuracy of the forecasting model, represented by Overall Accuracy and the Overall Error. The Overall Accuracy of forecasting model is determined as

the ratio of true predicted type of days to total number of days:

$$Accuracy = \frac{TP+TN}{TP+FP+FN+TN} \quad (1)$$

The Overall error is determined as the ratio between the false predicted type of days and the total number of days:

$$Error = \frac{(FP+FN)}{(TP+FP+FN+TN)} \quad (2)$$

The class statistics summarizes the class performance for the positive class and the negative class, separately.

Sensitivity shows the capability of the model to detect positive classes. So if Cluster 1 is a positive class, the Sensitivity quantifies how many actual clear days are predicted correctly as clear. The Sensitivity is evaluated as:

$$Sensitivity = TP/(TP + FN) \quad (3)$$

Specificity shows the accuracy of assignment to the positive class:

$$Specificity = TN/(TN + FP) \quad (4)$$

Recall shows the ratio of the total number of days correctly classified as positive:

$$Recall = TP/(TP + FN) \quad (5)$$

Precision shows the capability of the model to assign positive events to the positive class:

$$Precision = TP/(TP + FP) \quad (6)$$

Recall and *Precision* are interconnected. If a stricter filter is used, it is increased the number of days reported correctly as Clear days, but at the same time is increased the number of days of other types reported incorrectly as Clear days. And vice versa, a less strict filter leads to increasing the number of Clear days reported incorrectly as days of other types. Often it is used the *F-measure*, which is the harmonic mean of *Recall* and *Precision*:

$$F - measure = 2 \frac{Recall * Precision}{Recall + Precision} \quad (7)$$

Errors calculation

For quantitative estimation of forecasting, statistical methods are used. The estimation error ε is defined as the difference between the forecast irradiance I_{for} and actual irradiance I_{act} :

$$\varepsilon = I_{for} - I_{act} \quad (8)$$

The positive value of ε appears when the solar irradiance is overestimated, and vice versa, the negative value appears when the forecasting solar irradiance is underestimated.

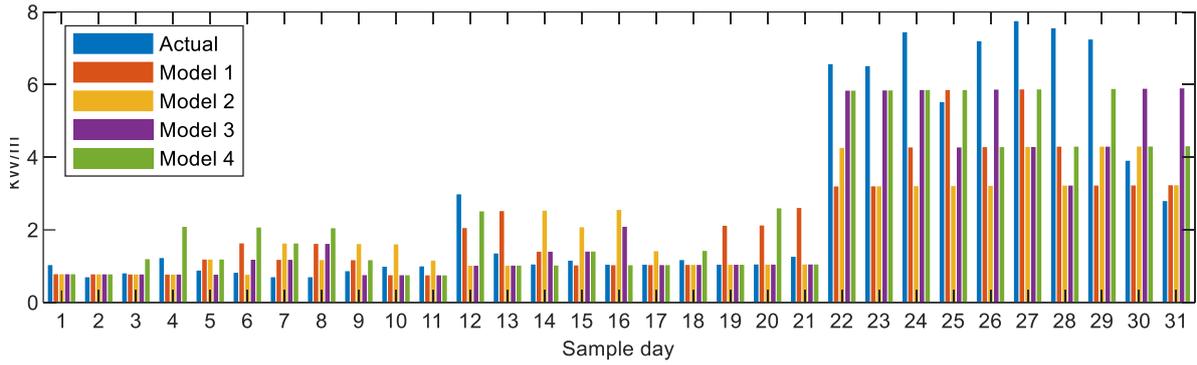


Fig. 8. Sample results of forecasting of solar irradiance

Table 8

Sample results of forecasting of the types of days

Day	Actual	Forecast			
		Model 1	Model 2	Model 3	Model 4
02/11/2017	Mostly cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy
03/11/2017	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy
04/11/2017	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Mostly cloudy
05/11/2017	Mostly cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Clear
06/11/2017	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly cloudy	Cloudy	Mostly cloudy
07/11/2017	Cloudy	Mostly clear	Cloudy	Mostly cloudy	Clear
08/11/2017	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear	Mostly cloudy	Mostly clear
09/11/2017	Cloudy	Mostly clear	Mostly cloudy	Mostly clear	Clear
10/11/2017	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear	Cloudy	Mostly cloudy
11/11/2017	Mostly cloudy	Cloudy	Mostly clear	Cloudy	Cloudy
12/11/2017	Mostly cloudy	Cloudy	Mostly cloudy	Cloudy	Cloudy
01/02/2018	Clear	Mostly clear	Cloudy	Cloudy	Clear
02/02/2018	Mostly cloudy	Clear	Cloudy	Cloudy	Cloudy
03/02/2018	Cloudy	Mostly cloudy	Clear	Mostly cloudy	Cloudy
04/02/2018	Cloudy	Cloudy	Mostly clear	Mostly cloudy	Mostly cloudy
05/02/2018	Cloudy	Cloudy	Clear	Mostly clear	Cloudy
06/02/2018	Cloudy	Cloudy	Mostly cloudy	Cloudy	Cloudy
07/02/2018	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Mostly cloudy
08/02/2018	Cloudy	Mostly clear	Cloudy	Cloudy	Cloudy
09/02/2018	Cloudy	Mostly clear	Cloudy	Cloudy	Clear
10/02/2018	Mostly cloudy	Clear	Cloudy	Cloudy	Cloudy
01/06/2018	Mostly clear	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear	Mostly clear
02/06/2018	Mostly clear	Cloudy	Cloudy	Mostly clear	Mostly clear
03/06/2018	Clear	Mostly cloudy	Cloudy	Mostly clear	Mostly clear
04/06/2018	Mostly clear	Mostly clear	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear
05/06/2018	Clear	Mostly cloudy	Cloudy	Mostly clear	Mostly cloudy
06/06/2018	Clear	Mostly clear	Mostly cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear
07/06/2018	Clear	Mostly cloudy	Cloudy	Cloudy	Mostly cloudy
08/06/2018	Clear	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear
09/06/2018	Cloudy	Cloudy	Mostly cloudy	Mostly clear	Mostly cloudy
10/06/2018	Cloudy	Cloudy	Cloudy	Mostly clear	Mostly cloudy

The most common indices presented in the literature are [1,2,13,24-26]:

- The root mean square error (*RMSE*), the most popular error used for forecasting accuracy assessment, calculated as:

$$RMSE = \sqrt{1/N \sum_{i=1}^N \varepsilon_i^2} \quad (9)$$

- The average of the errors (*MBE*), defined as the mean difference between forecast and actual irradiance, represents the systematic part of the error:

$$MBE = \bar{\varepsilon} = 1/N \sum_{i=1}^N \varepsilon_i \quad (10)$$

- The mean absolute error (*MAE*), more sensitive to high-value errors, is useful in those applications insensitive to minor errors, is defined as the absolute mean difference between forecast and actual irradiance, and represents the systematic part of the error:

$$MAE = 1/N \sum_{i=1}^N |\varepsilon_i| \quad (11)$$

- The mean absolute percentage error (*MAPE*), which assesses uniform prediction errors:

$$MAPE = 1/N \sum_{i=1}^N |(I_{act} - I_{for})/I_{act}| \quad (12)$$

III. RESULTS AND DISCUSSIONS

A. Results and performance assessment of the prediction of the day types

The proposed forecasting model has been used for forecasting GHI for the period 02 November 2017 – 01 November 2018 for the Chisinau Municipality, Republic of Moldova. The actual type of day and the solar irradiance value that presents real solar features has been compared with the forecast type of day and solar irradiance. An example of this comparison is presented in Table 8 and Fig. 8. The sample has been chosen

randomly, and three different periods of the year (autumn, winter and spring) are presented.

For accuracy assessment of the day type prediction, the confusion matrix shown in Table 9 presents the results of comparing the forecast and actual succession of days.

The overall performance of forecasting model and class prediction statistics is presented in Table 10 and Table 11. The overall statistics of the forecasting models shows that Model 4, which takes into account seasonality aspects of solar irradiance, is the most exact.

At the same time, Model 2, which neglects these aspects, is the most inexact model. Thus, for better results it is necessary to take into account probabilities determined per seasons, but taking two preceding days for forecasting was practically ineffective.

Table 9

Confusion Matrix for Clear class (Model 4)

		Forecast			
		Clear	Mostly clear	Mostly cloudy	Cloudy
Actual	Clear	18 (TP)	20 (FP)	13 (FP)	13 (FP)
	Mostly clear	22 (FN)	51 (TN)	17 (TN)	7 (TN)
	Mostly cloudy	10 (FN)	9 (TN)	9 (TN)	31 (TN)
	Cloudy	23 (FN)	25 (TN)	13 (TN)	84 (TN)

Table 10

Overall statistics per forecasting models

Model	Accuracy	Error	Correctly Classified	Incorrectly Classified
1	0.312	0.688	114	251
2	0.238	0.762	87	278
3	0.362	0.638	132	233
4	0.444	0.556	162	203

Table 11

Class statistics (Model 4)

Type of day	TP	FP	TN	FN	Recall	Precision	Sensitivity	Specificity	F-measure
Clear	18	46	246	55	0.247	0.281	0.247	0.842	0.263
Mostly clear	51	46	214	54	0.486	0.526	0.486	0.823	0.505
Mostly cloudy	9	50	263	43	0.173	0.153	0.173	0.840	0.162
Cloudy	84	61	169	51	0.622	0.579	0.622	0.735	0.600

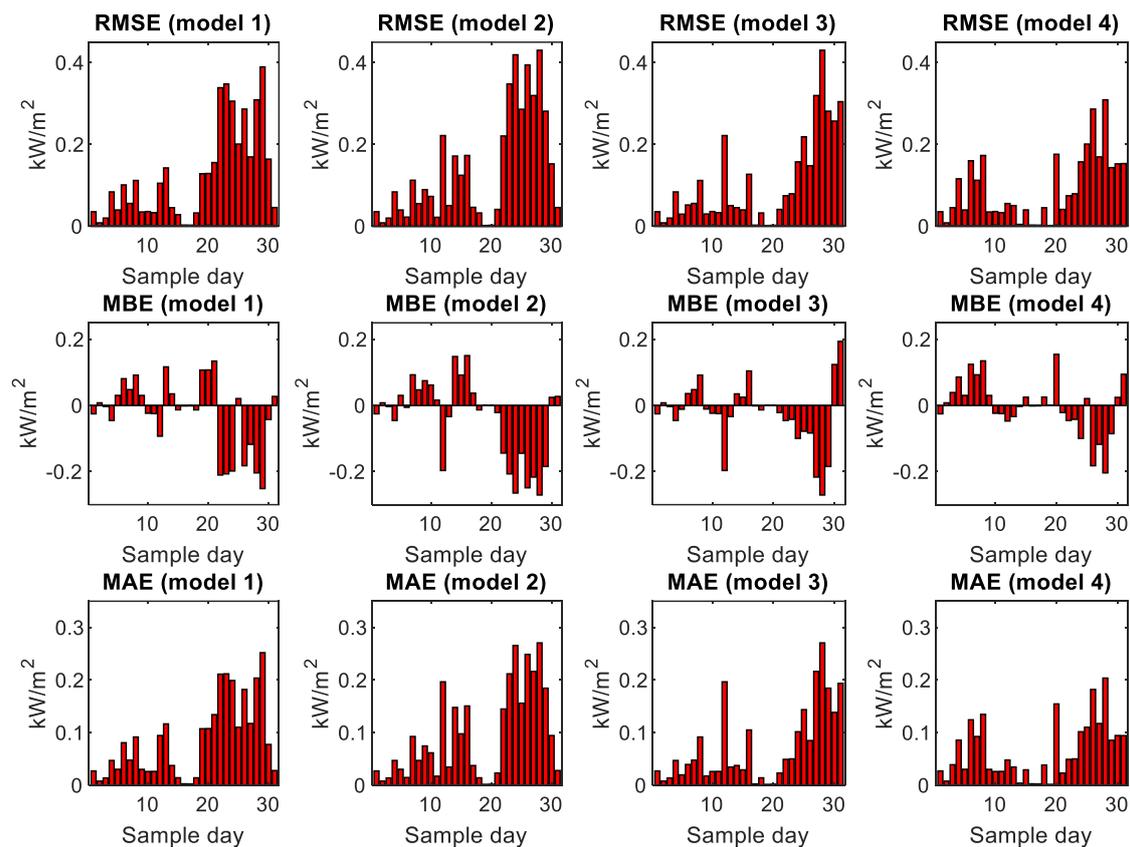


Fig. 10. Error indices per sample days.

The performance of the forecasting model is quantifying by calculation of error samples for the days and for the entire year. The results of the error calculations are presented in Table 12, Fig. 10 and Fig. 11. Error analysis demonstrates that taking into account of the seasonality aspects is crucial for forecasting accuracy. Models 3 and 4 show lower level of error indices. Overall Model 4 has lower MBE than Model 3.

Table 12

Error indices per year				
Model	RMSE kW/m ²	MBE kW/m ²	MAE kW/m ²	MAPE %
1	0.154	-0.034	0.098	39.8
2	0.157	-0.027	0.103	42.1
3	0.131	-0.017	0.083	33.6
4	0.131	-0.001	0.082	33.3

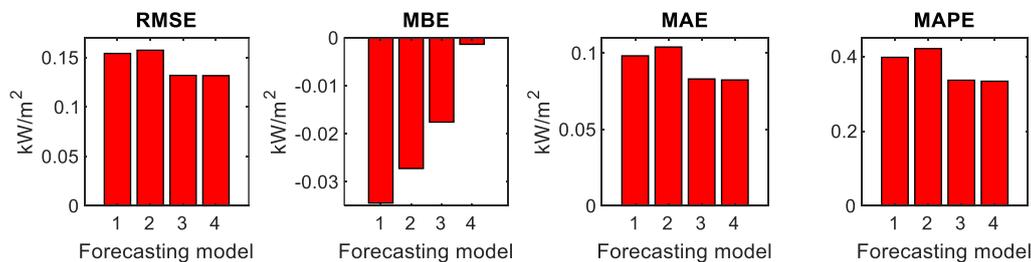


Fig. 11. Error indices per year.

B. Discussion and applications to scenario generation

The results of the comparisons carried out among the four variants indicate that the best performance is obtained by using Model 4, which takes into account seasonality aspects of the solar irradiance. The calculations of the classical errors such as *MAPE* show relatively high values of the errors. However, it has to be considered that these errors are obtained by trying to identify the type of day in a long-term forecasting context. Trying to guess the type of day that will occur in a long-term time horizon is not the appropriate way to proceed, as the uncertainty concerning the future is so high that it is virtually impossible to identify the day type for a single day.

The *MAPE* error itself is a limited metric to address this kind of problem. Better metrics should be found, based on the aggregate behavior of the days in a given period. Indeed, the comparison presented above had only the goal to compare the four models, and to identify Model 4 as the most suitable one. Model 4 is now used to

create a mechanism of *scenario generation*. In each scenario, the day types for an entire year are generated by using the information available. Since the process of scenario generation depends on random number extractions, it is possible to construct a large set of scenarios that can be then used for different types of applications in which the definition of multiple scenarios is useful to make a probabilistic characterization of the operation of a PV system.

An example of scenario generation has been executed by constructing 100 scenarios starting from different days of the year, considering the partitioning into the four seasons. The type of day has been chosen randomly with the probability given by the relative occurrence of the types of day in the corresponding season. Fig. 12 shows the results, in the form of the Cumulative Distribution Function (CDF) of the number of days. The number of days found in the 100 scenarios for the day types in the four seasons are included in relatively wide ranges. This confirms

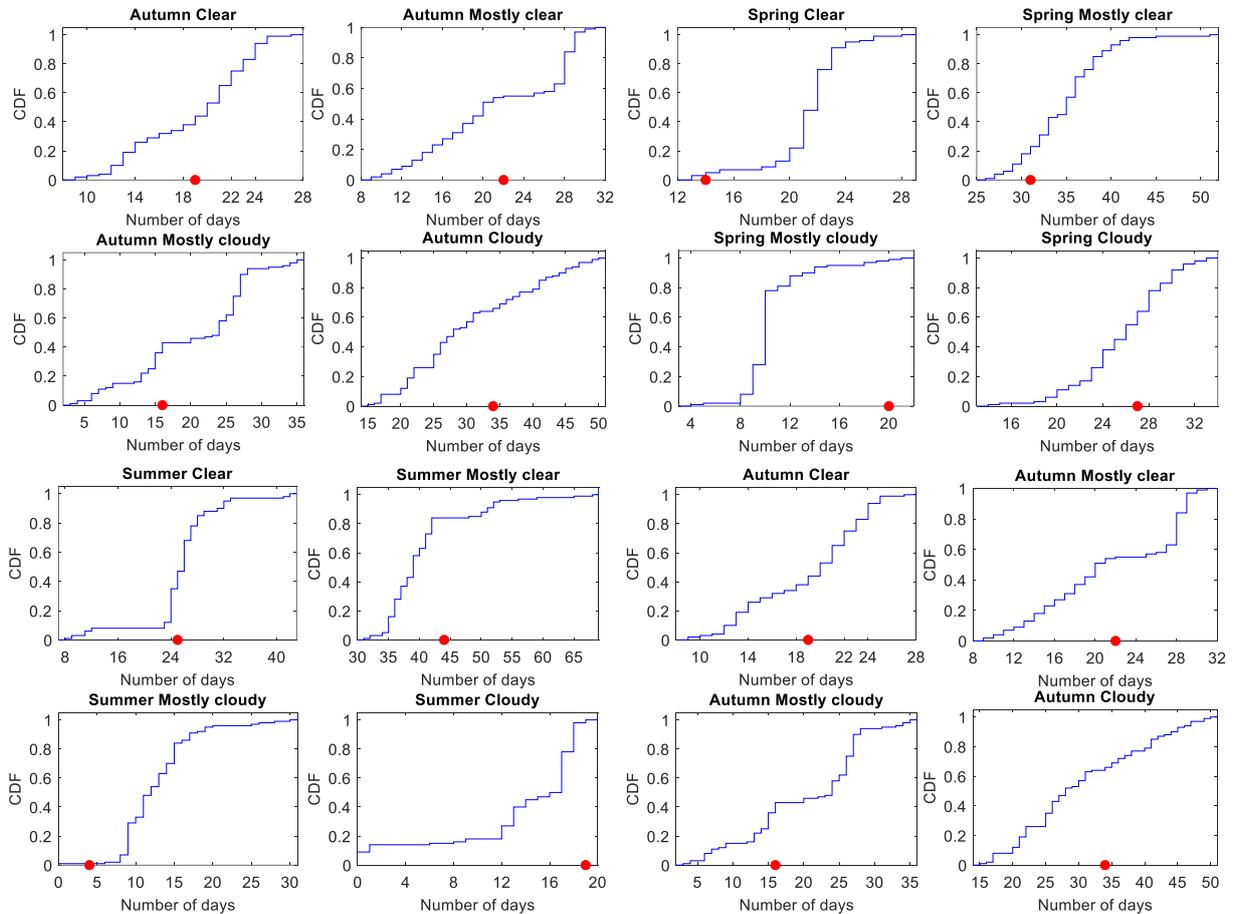


Fig. 12. CDF of the generation of 100 scenarios for one year. The red dots indicate a real situation.

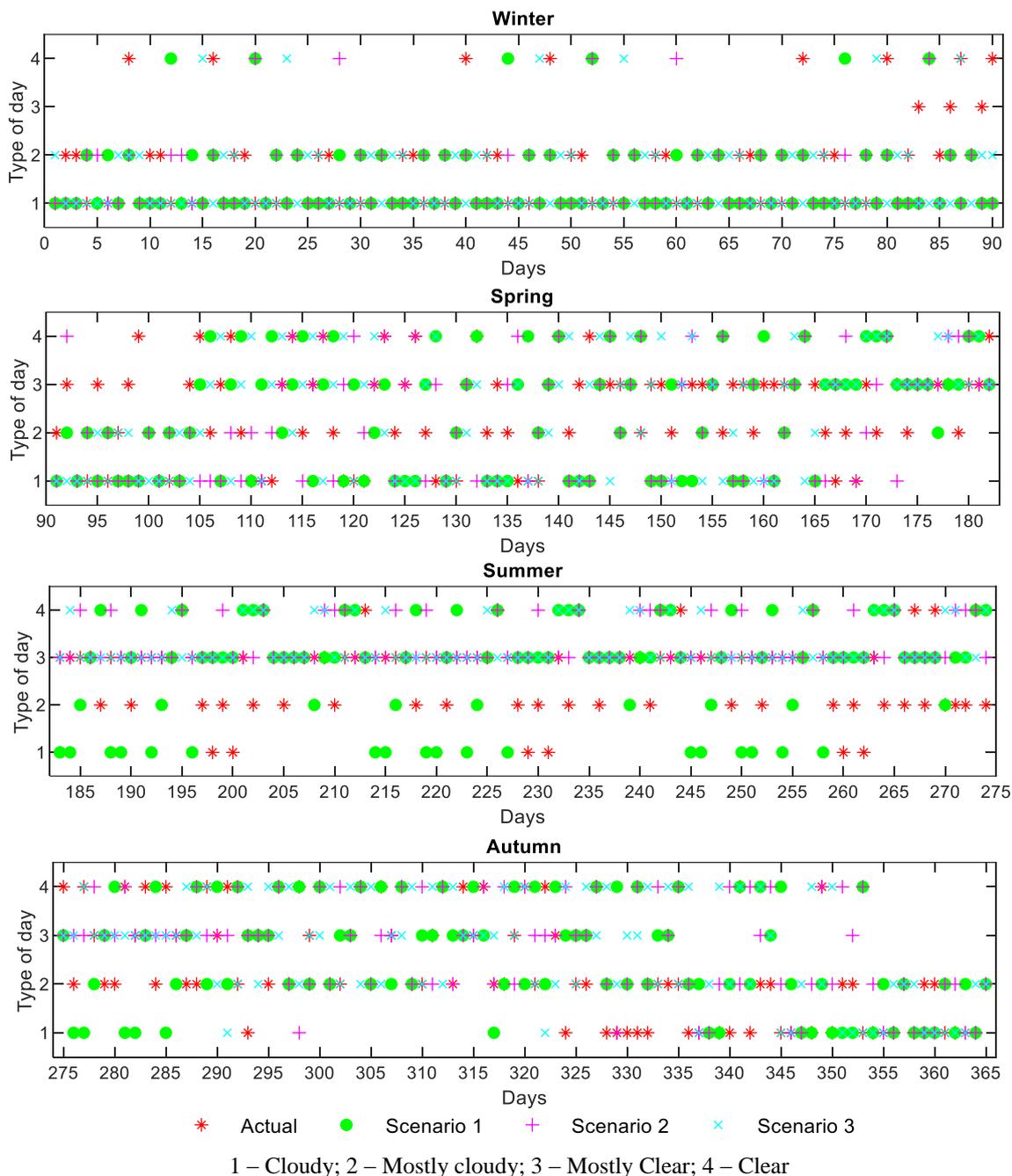


Fig. 13. Comparison between Actual type of day and three different modeled scenarios.

the possibility to generate various scenarios with different numbers of days, following the variability that occurs in real conditions.

To confirm the validity of the ranges obtained, a red dot is positioned on each figure to show the number of days that occurred in a real case for one year.

It can be seen that the real number of days varies considerably, but it is included in the ranges. In any case, the numbers of days are linked together by the fact that the sum of the days in a given season is fixed. Thereby, if more days of a

given type appear during one year, the number of days of all the other types will be lower.

A further result concerning the generation of the scenarios is presented in Fig. 13. The actual types of day found in a real situation are superposed to the types of days found in three scenarios arbitrarily taken from the 100 scenarios generated.

It can be seen that the distribution of the types of days is consistent in the various cases, even though the same day can be different in the various scenarios. For example, during the Winter

there are some clear days in all scenarios, at different locations, with a situation that resembles the real case in which the clear days appear occasionally.

Furthermore, there are groups of successive days with similar characteristics in each scenario, which represent what may happen in reality, with a sequence of corresponding days that does not appear regularly every year in the same period. These results confirm the practical usefulness of the proposed way to generate the day type scenarios.

CONCLUSIONS

In recent years the diffusion of solar PV systems grew up considerably. However, solar irradiance has intermittent nature, so that for efficient planning of existing capacities and new capacity to be installed it is extremely important to carry out long-term forecasting with acceptable accuracy. This paper has developed four variants of a forecasting model using clustering method and standard statistical instruments. These models have been compared, showing that for better accuracy it is recommended to use seasonality aspects of the solar irradiance. The most suitable model has then been used to generate a number of scenarios that represent the possible variability of the type of day during one year. These scenarios are useful to carry out any probabilistic analysis in which it is important to incorporate the variability of the type of day during the year.

Further research will aim at enhance the accuracy of the presented model by testing its capabilities in multiple sites with different meteorological conditions.

REFERENCES

- [1] Chicco G., Cocina V., Di Leo P., Spertino F., Weather forecast-based power predictions and experimental results from photovoltaic systems, 2014 International Symposium on Power Electronics, Electrical Drives, Automation and Motion, Ischia, 2014, pp. 342-346. doi: 10.1109/SPEEDAM.2014.6872086
- [2] Ghofrani M., Suherli A., Time Series and Renewable Energy Forecasting, chapter 12 in Time Series Analysis and Applications, Intech open, 2018. doi:10.5772/intechopen.71501.
- [3] IRENA, Renewable Energy Statistics, The International Renewable Energy Agency, Abu Dhabi, 2019.
- [4] Akhter M. N., Mekhilef S., Mokhlis H., Mohamed Shah N., Review on forecasting of photovoltaic power generation based on machine learning and metaheuristic techniques, IET Renewable Power Generation, vol. 13, no. 7, 2019, pp. 1009-1023, doi: 10.1049/iet-rpg.2018.5649.
- [5] Wang F., Zhen Z., Mi Z., Sun H., Su S., Yang G., Solar irradiance feature extraction and support vector machines based weather status pattern recognition model for short-term photovoltaic power forecasting, Energy and Buildings, vol. 86, 2015, pp. 427-438, doi: 10.1016/j.enbuild.2014.10.002
- [6] Wang F., Zhen Z., Wang B., Mi Z., Comparative Study on KNN and SVM Based Weather Classification Models for Day Ahead Short Term Solar PV Power Forecasting. Applied Sciences. 8. 28. 2017, doi: 10.3390/app8010028.
- [7] Voyant C., Notton G., Kalogirou S., Nivet M.L., Paoli C., Motte F., Fouilloy A., Machine learning methods for solar radiation forecasting: A review, Renewable Energy, vol. 105, 2017, pp. 569-582, doi: 10.1016/j.renene.2016.12.095.
- [8] Das U.K., Tey K.S., Seyedmahmoudian M., Mekhilef S., Idris M.Y.I., Van Deventer W., Horan B., Stojcevski A., Forecasting of photovoltaic power generation and model optimization: A review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, vol. 81, Part 1, 2018, pp. 912-928, doi: 10.1016/j.rser.2017.08.017.
- [9] Song Y. et al., Medium and long term load forecasting considering the uncertainty of distributed installed capacity of photovoltaic generation, 2018 13th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA), Wuhan, China, 2018, pp. 1691-1696. doi: 10.1109/ICIEA.2018.8397982.
- [10] Chicco G., Cocina V., Spertino F., Characterization of solar irradiance profiles for photovoltaic system studies through data rescaling in time and amplitude, 2014 49th International Universities Power Engineering Conference (UPEC), Cluj-Napoca, 2014, pp. 1-6. doi: 10.1109/UPEC.2014.6934619.
- [11] Sun, Y., Wang, F., Wang, B., Chen, Q., Engerer, N., Mi, Z. Correlation Feature Selection and Mutual Information Theory Based Quantitative Research on Meteorological Impact Factors of Module Temperature for Solar Photovoltaic Systems. Energies , 10, 7, 2017, doi: 10.3390/en10010007.
- [12] Yousefi M., Hajizadeh A., Soltani M.N., A Comparison Study on Stochastic Modeling Methods for Home Energy Management Systems, in IEEE Transactions on Industrial Informatics, vol. 15, no. 8, pp. 4799-4808, Aug. 2019. doi: 10.1109/TII.2019.2908431

- [13] Alanazi M., Alanazi A., Khodaei A., Long-term solar generation forecasting, 2016 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition (T&D), Dallas, TX, 2016, pp. 1-5. doi: 10.1109/TDC.2016.7519883
- [14] Akhter M.N., Mekhilef S., Mokhlis H., Mohamed Shah N., Review on forecasting of photovoltaic power generation based on machine learning and metaheuristic techniques, IET Renewable Power Generation, vol. 13, no. 7, pp. 1009-1023, 2019. doi: 10.1049/iet-rpg.2018.5649
- [15] Perez R., Kivalov S., Schlemmer J., Hemker K., Renné D., Hoff T.E., Validation of short and medium term operational solar radiation forecasts in the US, Solar Energy, vol. 84, Issue 12, 2010, pp. 2161-2172, doi: 10.1016/j.solener.2010.08.014.
- [16] Jang H.S., Bae K.Y., Park H., Sung D. K., Solar Power Prediction Based on Satellite Images and Support Vector Machine, in IEEE Transactions on Sustainable Energy, vol. 7, no. 3, pp. 1255-1263, July 2016, doi: 10.1109/TSTE.2016.2535466.
- [17] Dong Z., Yang D., Reindl T., Walsh W.M., Satellite image analysis and a hybrid ESSS/ANN model to forecast solar irradiance in the tropics, Energy Conversion and Management, vol. 79, 2014, pp. 66-73, ISSN 0196-8904, doi: 10.1016/j.enconman.2013.11.043.
- [18] Kardakos E.G., Alexiadis M.C., Vagropoulos S.I., Simoglou C.K., Biskas P.N., Bakirtzis A.G., Application of time series and artificial neural network models in short-term forecasting of PV power generation, 2013 48th International Universities' Power Engineering Conference (UPEC), Dublin, 2013, pp. 1-6, doi: 10.1109/UPEC.2013.6714975.
- [19] Mosaico G., Saviozzi M., A hybrid methodology for the day-ahead PV forecasting exploiting a Clear Sky Model or Artificial Neural Networks, IEEE EUROCON 2019 -18th International Conference on Smart Technologies, Novi Sad, Serbia, 2019, pp. 1-6. doi: 10.1109/EUROCON.2019.8861551.
- [20] Lima F.J.L., Martins F.R., Pereira E.B., Lorenz E., Heinemann D., Forecast for surface solar irradiance at the Brazilian Northeastern region using NWP model and artificial neural networks, Renewable Energy, Volume 87, Part 1, 2016, pp. 807-818, doi: 10.1016/j.renene.2015.11.005.
- [21] Moon P., Spencer D.E., Illumination from a non-uniform sky, Trans. of the Illumination Engineering Society, vol. 37 (12), pp. 707-7261, 1942.
- [22] Batrinu F., Carpaneto E., Chicco G., Gagliano S., Spertino F., Tina G.M., Assessing the performance of photovoltaic sites and grid-connected plants: A study case. Proc. VI World Energy System Conference, Torino, Italy, pp. 386-393, 10-12 July 2006.
- [23] Chicco G., Cocina V., Mazza A., Spertino F., Data Pre-Processing and Representation for Energy Calculations in Net Metering Conditions, Proc. IEEE Energycon 2014, Dubrovnik, Croatia, 13-16, May 2014, paper 262.
- [24] Alimohammadi S., He D., Multi-stage algorithm for uncertainty analysis of solar power forecasting, 2016 IEEE Power and Energy Society General Meeting (PESGM), Boston, MA, 2016, pp. 1-5. doi: 10.1109/PESGM.2016.7741199
- [25] Sobri S., Koohi-Kamali S., Abd Rahim N.. Solar photovoltaic generation forecasting methods: A review. Energy Conversion and Management, vol. 156, pp. 459-497, 2018. doi:10.1016/j.enconman.2017.11.019.
- [26] Antonanzas J., Osorio N., Escobar R., Urraca R., Ascacibar F.J., Antonanzas F. Review of photovoltaic power forecasting. Solar Energy, vol. 136, pp. 78-111, 2016. doi:10.1016/j.solener.2016.06.069.

Information about authors.



Dumitru Braga,
PhD student, University Politehnica Bucharest; Lecturer, Technical University of Moldova, Energy and Electrical Engineering Faculty.
E-mail: dumitru.braga@tme.utm.md



Gianfranco Chicco
PhD, Full Professor at Politecnico di Torino, Dipartimento Energia "Galileo Ferraris".
E-mail: gianfranco.chicco@polito.it



Nicolae Golovanov,
PhD, Professor, Power Engineering Faculty, Electrical Power Systems Department,
E-mail: nicolae_golovanov@yahoo.com



Radu Porumb,
PhD, Associate Professor, Power Engineering Faculty, Electrical Power Systems Department,
E-mail: radu.porumb@upb.ro

Improvement of Methods for Evaluating Electrical Engineering Enterprises Functioning and Their Structural Components Based on Identical Indicators

Yakovlev A.I., Vasiltsova S.A., Larka L.S.

National Technical University "Kharkov Polytechnic Institute"

Kharkov, Ukraine

The abstract. To improve the performance evaluation of electrical engineering enterprises, firms should more accurately, in comparison with the existing methods, determine the contribution of each of their structural units to the results of the activity of the business entity as a whole. The purpose of the article is to identify the reserves for improving the efficiency of electrical engineering enterprises, to establish the results of specific units in the sale of elements of the enterprise's product, produced directly in these structures and sold in the markets. The task is achieved through the use of conditional prices for workshop products and expanding the scope of the break-even point method. Methods for establishing break-even points, which, in contrast to classical dependencies, when the entire volume of goods produced is realized, consider the option of incomplete sale and, accordingly, unproductive use of part of the resources are suggested as well. The value of this indicator for various values of prices and sales by options, their limit values, including when the volumes of production (sales) exceed their predetermined design values are presented. The most significant results are the development of methods for identifying the performance indicators of electrical enterprises as a whole and their units, the development of methods for calculating the breakeven point in various production situations. Their significance lies in the further development of the theory and methods of evaluating the activities of electrical enterprises and the possibilities of their practical application.

Keywords: workshops, electrical enterprise, work results, indicators, efficiency, influence options, quality, volume of production, improvement of the breakeven point method.

DOI: 10.5281/zenodo.3713426

UDC: 338.984

JEL: D 24

Îmbunătățirea metodelor de evaluare a activității întreprinderilor electrice și a componentelor structurale ale acestora pe baza unor indicatori identici

Yakovlev A.I., Vasiltsova S.A., Larka L.S.

Universitatea Tehnică Națională „Institutul Politehnic Kharkov”

Harkov, Ucraina

Rezumat. Relevanța articolului se datorează faptului că, pentru a îmbunătăți evaluarea performanței întreprinderilor de profil electrotehnic, firmele ar trebui să stabilească mai exact contribuția fiecăreia dintre diviziunile structurale la rezultatele finale ale activităților întreprinderii în ansamblu în comparație cu metodele existente. Scopul articolului este de a identifica rezervele pentru creșterea eficienței întreprinderilor de profil electrotehnic, de a stabili rezultatele unităților specifice atunci când vinde articole ale produselor întreprinderii care sunt produse direct în aceste structuri și comercializate. Problema formulată se rezolvă prin utilizarea prețurilor condiționate pentru produsele de atelier și extinderea domeniului de aplicare al metodei pragului de rentabilitate. S-au propus metode pentru stabilirea pragului de rentabilitate, care, spre deosebire de dependențele clasice, atunci când se realizează întregul volum de mărfuri produse, se examinează opțiunea de vânzare incompletă și, în consecință, utilizarea neproductivă a unei părți din resurse. Se prezintă rezultatele calculelor ale valorii acestui indicator pentru diferite valori ale prețurilor și vânzărilor după opțiuni, valorile lor de limită marginală, inclusiv atunci când volumele de producție (vânzări) depășesc valorile lor de design prestabilite. Ca rezultate semnificative se pot nominaliza: elaborarea metodelor pentru identificarea indicatorilor de performanță ai întreprinderilor de profil electrotehnic în ansamblu și a unităților acestora, dezvoltarea metodelor de calcul a pragului de rentabilitate în diferite situații de producție. Semnificația lor constă în dezvoltarea în continuare a teoriei și metodelor de evaluare a activităților întreprinderilor de profil electrotehnic și a posibilităților de aplicare practică a acestora.

Cuvinte-cheie: ateliere, întreprindere electrică, rezultate ale activității de producere, indicatori, eficiență.

Совершенствование способов оценки работы электротехнических предприятий и их структурных составляющих на основе идентичных показателей

Яковлев А. И., Васильцова С. А., Ларка Л. С.

Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»
Харьков, Украина

Аннотация. Актуальность статьи обусловлена тем, что для улучшения оценки результатов деятельности электротехнических предприятий, фирм следует более точно по сравнению с существующими способами определить вклад каждого из их структурных подразделений на конечные результаты деятельности субъекта предпринимательства в целом. Цель статьи – выявить резервы повышения эффективности работы электротехнических предприятий, установить результаты конкретных подразделений при продаже элементов изделия предприятия, вырабатываемых непосредственно в этих структурах и реализуемых на рынках. Поставленная задача достигается за счет использования условных цен на цеховую продукцию и расширения области применения метода точки безубыточности. При повышении качества цеховой продукции находится также изменение их цены для потребителя с использованием метода затраты-выгоды и показателя цены потребления. Показана ограниченность традиционного метода установления точки безубыточности, поскольку он предполагается для оценки одного варианта процесса. Предлагается его распространение при анализе нескольких вариантов, в том числе при приобретении части деталей, узлов со стороны или при их собственном изготовлении. Предлагаются также способы установления значений точки безубыточности, которые в отличие от классических зависимостей, когда имеет место реализация всего объема произведенного товара, рассматривают вариант его неполной продажи и, соответственно, непроизводительного использования части ресурсов. Предлагаются также расчеты величины данного показателя при различных величинах цен и объемов продаж по вариантам, их предельных значений, в том числе, когда объемы производства (продаж) превышают предварительно установленные их проектные значения. Наиболее существенными результатами являются разработка способов идентичности оценки показателей работы электротехнических предприятий в целом и их подразделений, развитие методов расчета точки безубыточности в различных производственных ситуациях. Их значимость заключается в дальнейшем развитии теории и методов оценки деятельности электротехнических предприятий и возможностей их практического применения.

Ключевые слова: цехи, электротехническое предприятие, результаты работы, показатели, эффективность, варианты влияния, качество, объем производства, совершенствование метода точки безубыточности.

ВВЕДЕНИЕ

Эффективность работы производственных предприятий, фирмы принято оценивать в целом. В то же время, результаты их деятельности складываются из результатов работы отдельных подразделений. Однако их оценке на сегодня уделяется меньше внимания. Возможно потому, что существуют различные способы измерения цеховой работы и деятельности предприятия в целом. Первые учитываются по элементам себестоимости цеховой продукции, наиболее распространено по величине технологической себестоимости, которая широко освещена в литературе.

В то же время продукция предприятия определяется в отпускных ценах.

Цель статьи заключается в разработке средств оценки деятельности подразделений предприятий с нацеленностью на общие результаты субъектов предпринимательства.

Анализ существующих исследований. Такая проблема рассматривается в работах как украинских, так и зарубежных авторов. Мы согласны с автором [1] о целесообразности возвращения показателя производительности в качестве оценки деятельности субъектов

предпринимательства. Однако определение на его основе деятельности конкретных их подразделений в [1] не приводится. Определенный их перечень имеет место в [2]. Предлагается оценивать объем товарной продукции на уровне подразделений в трансфертных ценах. Хотя в рыночном хозяйстве лучше говорить об объемах реализации. И не всегда незаконченную продукцию в цехе можно перевести в товарный измеритель.

А.М. Богатырев, Г.А. Кузнецов, Ю. Карпенко [2] обращают внимание на работы центров прибыли, в которых планируют рассчитывать маржинальную прибыль, что не всегда при различном характере работы подразделений можно определить. Авторы [2] предлагают также определять лимиты всех видов ресурсов. Это – правильно. Но лимиты характеризует затратные, а не результативные показатели. Аналогичной позиции придерживается Н.В. Шандова [3, с. 53-57].

Н.С. Божкова и А.И. Радина [4] рассматривают показатели деятельности предприятий, как эффективность расходов, которые осуществило предприятие на производство и реализацию услуг. Однако, как ее определить не

раскрывают. И. И. Моисеева [5, с.90-94] подходит к этому аспекту более взвешенно. Она предлагает основным показателем принимать уменьшение расходов и профессионализм персонала. Однако это – расходный показатель и не обобщающий. Профессионализм персонала влияет на конечные результаты деятельности всех подразделений, однако, как ее определить, автор [5] не предлагает. И. И. Моисеева уделяет внимание определению эффективности маркетинговых подразделений. И они не относятся к производственным подразделениям.

Аналогичные вопросы рассматривают Владимир Рженин и Наталья Арефьева [6]. Сквозными проверочными критериями установления эффективности деятельности отдельных подразделений и сотрудников предприятия они считают время, затраченное на их работы, и результативность. В нашем случае они не характерны. Е.И. Крылов, В. М. Власова и др. [7] выполняют анализ влияния инвестиций и инноваций на результаты производственной и хозяйственной деятельности предприятий. Они анализируют влияние снижения себестоимости, ее составляющих, добавленной стоимости и других показателей при внедрении инвестиций и инноваций на результаты деятельности субъектов предпринимательства в целом.

Е.В. Крылова в [8, с. 121-133] рассматривает важные вопросы совершенствования планирования на электротехнических предприятиях. Автор выполняет анализ системы MES, в которой реализуются задача календарного планирования готовой продукции и системы ERP – системы верхнего уровня администрирования, связанной напрямую с внешней средой, в т.ч. с поставщиками и потребителями. На основе разработанных экономико-математических моделей Е.В. Крыловой удалось более достоверно, чем в имеющихся моделях, с учетом наличных ресурсов установить цены и себестоимость заводских изделий, в т.ч. распределить расходы по каждому из них при последовательной их разработке в цехах предприятия.

В принципе, на этой основе можно попытаться разработать способы оценки деятельности конкретных подразделений электротехнических предприятий, их связи с конечным результатом деятельности субъектов предпринимательства в целом.

Но автор [8] данный аспект не доводит до логического завершения.

Принципы определения единства показателей работы отдельных подразделений и субъектов предпринимательства в целом могут быть выработаны на основе портфельной теории управления проектами. В ней устанавливается выбор портфеля проектов в зависимости от получения максимальной прибыли с учетом имеющихся ресурсов [9] и др. При этом используются скорринговые модели, заключающиеся в наборе очков, которые позволяют добиться максимальной суммы рейтингов проектов в портфеле при выделенном объеме ресурсов и оптимизации по критерию «риск-доходность» [10].

В то же время, скорринговые модели основаны на экспертных оценках, что в первом приближении делает их несколько субъективными. Что касается использования показателя прибыли для оценки деятельности отдельных подразделений предприятия, фирм, то авторы [10], как и ряд других специалистов, не раскрывают, как провести расчет прибыли отдельных подразделений и сделать его идентичным с соответствующими показателями для всего субъекта предпринимательства.

Наиболее достоверной является модель, характеризующая вклад каждого проекта в общую величину долгосрочной и краткосрочной прибыли с учетом затрат, рисков и стратегических целей компании [11, 12]. Подобная модель успешно применена в компаниях BMW и Boeing. Для использования в наших целях таких моделей следует провести значительные исследования.

Важным компонентом является определение необходимых показателей в динамике. Для прогнозирования могут быть использованы распространенный метод прогнозирования Forsite. Под ним понимают «процесс активного познания будущего и создание видения среднесрочной и долгосрочной перспективы, нацеленной на принятие актуальных решений и мобилизацию объединенных усилий» [13]. Имеются соответствующие разработки, предоставляющие необходимую статистическую информацию, ее анализ [14], [15] и др. На такой основе можно провести соответствующие прогнозные расчеты. Они помогут в определении анализируемых нами показателей. Одним из направлений в зарубежной практике является их оценка с помощью определения рыночной стоимости. На такой позиции, в частности, стоят Франк Ч. Эванс и Девид М. Бишоп в книге «Оценка компании при слиянии и поглощении. Создание стоимостей

в частных компаниях» [16]. Они рассматривают вопросы оценки бизнеса компании с учетом так называемой справедливой рыночной стоимости отдельного бизнеса и инвестиционной стоимости для стратегического покупателя. В качестве обобщающего показателя предлагается экономическая прибыль, которая рассчитывается как чистый денежный поток (ЧДП) на инвестиционный капитал. С нашей точки зрения, это частный показатель. И ЧДП сложно рассчитать для отдельных подразделений. Дальнейшее развитие такая позиция получила в работах [17], [18].

Т. Коупленд и др. [18] считают как интегральный показатель стоимость компании. Это по сути модернизация показателя рентабельности, который на уровне подразделений при разнохарактерном производстве не всегда может полностью охарактеризовать состояние их работы.

Ряд зарубежных авторов рассматривают вопросы совершенствования планирования на основе улучшения систем управления на предприятии. М. Варвак [19] видит это на основе децентрализации управления на предприятии путем предоставления большей самостоятельности отдельным звеньям субъектам предпринимательства. Аналогичной позиции придерживается С.А. Клос [20]. Дж. Вирул и М.К. Тивори [21] останавливаются на совершенствовании сущности планирования, как процесса подготовки ряда решений для осуществления последующих действий, направленных на достижение целей предпочитаемыми средствами. В [22], [23] предлагаются способы планирования для интеллектуальных и аналитических процедур на основе разработанной модели комплексного и сложного процесса с использованием информационных технологий и интеллектуальных экспертных систем при принятии решений. В работах [19-23] рассматриваются важные вопросы улучшения работы, в том числе производственных звеньев субъектов предпринимательства. В тоже время, не содержатся рекомендации, направленные непосредственно на решение нашей задачи.

Н. Блум и Дж. Ван Риенен [24, р. 1351-1408] рассматривают показатели оценки эффективности как с точки зрения макроэкономики стран, так и микроэкономики фирм, компаний. Они основываются на показателях результативности и производительности. Но результативность – не численная величина пока-

зателя, а степень достижения цели. Что касается производительности, то она – важный аналитический показатель, но не характеризует в полной мере конечные результаты деятельности как субъектов предпринимательства в целом, так и их отдельных подразделений. Зарубежные авторы при ранжировании целей фирмы отдают производительности 4-е место. Это связано с двумя обстоятельствами. Во-первых, на сегодня фактически рассчитывается эффективность живого, а не всего общественного труда. Во-вторых, производительность может увеличиваться и при выпуске устаревшей, но освоенной продукции, что не характеризует ее действительное повышение. Авторы [25], как и официальный документ [26] рекомендуют использовать показатель производительности при меньшем количестве ресурсов. Подобной позиции придерживаются также авторы [27].

Маршал В. Мейер в книге «Оценка эффективности бизнеса» [28] предлагает показатель процессно-ориентированного анализа рентабельности. По его мнению, АВРА позволяет измерить эффективность работы по всем уровням организации от компании в целом до ее подразделений бизнес-процессов и отдельных видов продуктов.

Но опять все сводится к показателю рентабельности. Наибольшее распространение получила в зарубежной практике разработанная в Капланом Робертом С. И Нортоном Девидом П. сбалансированная система показателей эффективности организации (СПП) [29]. Она основана на причинно-следственных связях между стратегическими целями, которые отражают их параметры и факторы, способствующие достижению планируемых результатов. С этой целью используются четыре показателя – финансовая составляющая, внутренние бизнес-процессы, обучение и развитие персонала. Каплан р.С. и Нортон Д.П. аргументируют, как использовать эти показатели, чтобы привести в соответствие цели каждого работника, бизнес-единиц и всего предприятия, как выявить новые процессы и инициативы, которые ведут к удовлетворению клиентов и акционеров и, соответственно, способствуют работе на потребителя, что является важнейшим условием рынка.

Поэтому СПП положительно оценивается целым рядом авторитетных зарубежных специалистов и компаний, например, [30], [31], [32].

В тоже время, отмечаются и недостатки ССП. Ряд зарубежных авторов отмечают чрезмерное обобщение показателей системы, а также трудности при определении различных стратегий организаций [33]. По мнению Дж. Хабба четыре составляющих ССП не включены перспективы межфирменного взаимодействия и обеспечения их устойчивости [34]. С нашей точки зрения, основной недостаток ССП состоит в отсутствии обобщающего показателя оценки эффективности деятельности фирмы в целом и ее подразделений. Предложенные четыре составляющих больше подходят к системе стимулирования отдельных подразделений и конкретных исполнителей, что сужает практическое использование ССП.

Приведенный анализ свидетельствует о необходимости дальнейшего развития данного направления.

I. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Использованы теория и методы эффективности общественного производства, системного анализа, расходов и выгод, сравнения.

II. РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

Разницу между показателями деятельности предприятия в целом и его подразделений можно устранить путем перевода цеховой себестоимости с учетом цеховых, административных и других условно-постоянных расходов в условные цены на основе добавления процента рентабельности, среднему по предприятию. Это позволит выполнить их оценку на основе, в частности, обобщающего показателя работы – объема продаж и выручки от реализации продукции.

Существует несколько вариантов подобных расчетов в зависимости от того, не подлежат ли деталь, узел существенной дальнейшей обработке, меняется при этом качество элементов конструкции, меняется объем их изделия и др. Наиболее простой вариант имеет место, когда обработка детали, узла практически завершена в данном подразделении и они продаются на сторону. В этом случае внутризаводские результаты рассчитываются, как часть объема, который предназначен для комплектования общезаводской продукции, умноженный на единицу условной цены выпуска данного элемента конструкции.

Для той части объема, которой продается на сторону, объем реализации определяется

как произведение величины продаж на отпускную цену единицы товара. Последняя может колебаться в зависимости от объемов производства, в том числе, с учетом коэффициента эластичности товара.

Такой характер расчетов приемлем, если практически не усовершенствуется конструкция и технология производства соответствующего элемента товара, или такие изменения незначительные и не требуют существенных затрат. Приведем примеры.

На харьковском ЧАТ «ХЭМЗ-ІРЕК» выпускаются асинхронные погружные электродвигатели для добычи нефти. С помощью проведения оптимальных расчетов на ЭВМ конструктору удалось уменьшить вес пластины ротора на 1 грамм. Поскольку годовой объем составляет 1,2 млн. штук, это дало возможность получить экономию 120 тонн дорогостоящей электротехнической стали. При ее цене за одну тонну 12 тыс. украинских гривень, экономия составила 1 млн. 440 тыс. грн. Эту величину можно полностью отнести на результаты работы цеха и предприятия в целом, поскольку на такую сумму уменьшается себестоимость заводской продукции. При неизменной цене на конечную продукцию предприятия на такую сумму, соответственно увеличится величина прибыли в цехе в условных ценах и прибыли предприятия в реальных ценах. Повышение себестоимости при дальнейших операциях не будет иметь места, поскольку трудоемкость операции зачистки заусенец и гальванообработке останется без изменений.

Трудозатраты инженера на ЭВМ, отнесенные на общий объем выпуска пластин, составляют тысячные доли одной гривны, поэтому могут быть не приняты во внимание.

Подобные расчеты будут иметь место для комплекта разнообразных деталей в цехе, их комплекта на узел.

Если уменьшение трудоемкости элемента конструкции более значительно, это оказывает влияние на экономию удельной заработной платы с начислениями и на снижение величины условно-постоянных расходов, т.е. результаты соответствующих изменений окажутся больше.

Могут иметь место случаи, когда меняется технология и конструкция, как данного ее элемента, так и других составляющих при дальнейшей обработке деталей. При этом могут иметь место случаи, когда улучшается выпол-

нение следующих операций. В этом случае будут иметь место дополнительные выгоды, которые рассмотрены выше.

Их можно отнести на результаты работы таких цехов. А с помощью перевода снижения себестоимости в условные цены, рассчитать увеличение прибыли работы цехов и предприятия в целом. Может случиться и противоположная картина, которая в результате внедрения детали с меньшими размерами потребуются конструктивные и технологические изменения других элементов конструкции.

В этом случае может потребоваться разработка новых технологических приспособлений, что может привести и к отрицательной величине эффекта. Эффект подобных мероприятий рассчитывается на основе использования известного принципа «выгоды-затраты» и показателей, широко используемых в отечественной и мировой практике [35]. Они будут характерны и в случае, когда изменяется качество элементов конструкции.

Преыдушие расходы выполнялись при неизменности качественных показателей деталей, узлов. В случае повышения качества ряда элементов — это может и не оказывать влияния на общее качество изделия. Например, в свое время на Липецком металлургическом комбинате по зарубежной технологии увеличили долговечность кузова легкового автомобиля. В тоже время конструкции ряда других составляющих этого изделия остались без изменений, что не привело к увеличению долговечности автомобиля в целом. То есть затраты оказались излишним. Другой случай, когда показатели качества отдельных составляющих конструкции преимущественно производятся в одном или группе цехов и влияют на общие показатели конечного товара предприятия. При этом эффект находится на основе известных методов, которые учитывают изменения конкретных показателей качества и их влияние на дальнейшие эксплуатационные характеристики товаров с учетом доли эффекта, связанной с результатами деятельности конкретного подразделения. Здесь условная цена рассчитывается с учетом изменения потребительских свойств товара.

Преыдушие случаи имели место, когда не меняется объем выпуска и, соответственно продажи товаров.

В ряде случаев будут иметь место изменения таких величин. Размер увеличения объема рассчитывается на основе потребностей рынка в результате проведения соответствующих

маркетинговых исследований. Лучший результат будет иметь место, когда одновременно увеличивается объем продаж товаров и снижается их себестоимость.

Тогда увеличение прибыли ΔPr рассчитывается за счет двух составляющих. Приведем пример: согласно базового варианта в цехе выпускалось 10 тыс. комплектов деталей N_1 общей себестоимостью 10 тыс. грн. — C_1 . В результате проведенных мероприятий себестоимость снизилась до 8 тыс. грн — C_2 , а объем производства вырос до 12 тыс. комплектов на год — N_2 . Заводская рентабельность изделий 10% — H_p .

Величина прибыли рассчитывается по формуле:

$$Pr = C \cdot N \cdot H_p \quad (1)$$

При этом для базового варианта

$$Pr_1 = 10^3 * 10^3 * \frac{10}{100} = 10 \text{ млн. грн}$$

$$Pr_2 = (C_2 + \Delta C) * N_2 = [C_2 + (C_1 - C_2)] * N_2 * H_p =$$

$$= [10^3 + (10^3 - 8^3)] * 12^3 * \frac{10}{100} = 14,4 \text{ млн. грн}$$

Прирост прибыли по сравнению с базовым вариантом ΔPr составляет:

$$\Delta Pr = Pr_2 - Pr_1 = 14,4 * 10^6 - 10 * 10^6 = 4,4 \text{ млн. грн}$$

Следует отметить, что при нынешнем экономическом состоянии в Украине в промышленности, в т.ч. в машиностроении, как и в ряде других стран СНГ, имеется значительный резерв использования производственных мощностей.

Поэтому увеличение объема товаров может быть достигнуто без дополнительных капиталовложений.

В практической деятельности для проведения анализа и принятия решений помогает наглядное представление существующего положения дел.

Для задачи, которая рассматривается нами, соответствующее имеющееся представление могут предоставить графики технологической себестоимости и точки безубыточности, которые широко имеются в существующей литературе.

Однако в классическом виде график точки безубыточности рассматривает один вариант деятельности.

И не имеется никаких преград, по нашему мнению, рассмотреть с помощью этого инструмента несколько вариантов. Подобные зависимости для двух вариантов выработки цеховой продукции приведены на рис. 1.

Где T_{bI} , T_{bII} – соответственно, точки безубыточности для I-го и II-го вариантов; B_I , B_{II} – затраты на изготовления I-го и II-го вариантов изготовления изделий; P_I , P_{II} – доходы от продаж по вариантам.

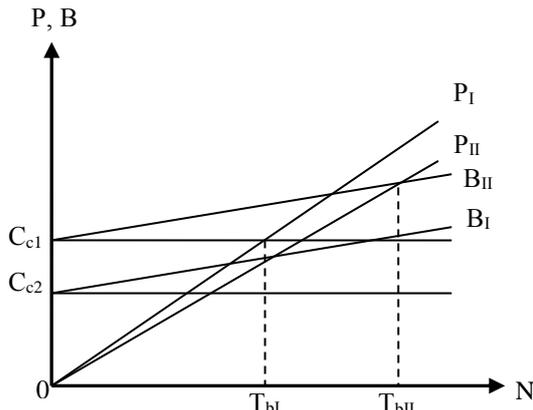


Рис. 1. Определение точки безубыточности для двух вариантов процесса.¹

Пример. Исходные данные для расчета точки безубыточности приведены в табл. 1.

Таблица 1²

Исходные данные для расчета точки безубыточности по вариантам³.

Показатели	Значение	
	вариант 1	вариант 2
Доходы от продаж (Pr), тыс. у.е.	12500	12000
Цена за единицу товара (P_I), тыс. у.е.	6,25	4
Условно-постоянные затраты (C_c), тыс. у.е.	3280	3990
Переменные затраты, (V)тыс. у.е.	6500	6930
Объем производства (N), шт	2 млн	3 млн

Для проведения дальнейших расчетов определения удельных переменных и условно-постоянных затрат по вариантам:

$$C_{cI} = C_c / N; \quad V_I = V / N .$$

Соответственно

$$C_{cI} = 3280 * 10^3 / 2 * 10^6 = 1,64 \text{ у.е.}$$

$$C_{c2} = 3990 * 10^3 / 3 * 10^6 = 1,33 \text{ у.е.}$$

$$V_{II} = 6500 * 10^3 / 2 * 10^6 = 3,25 \text{ у.е.}$$

$$V_{III} = 6930 * 10^3 / 3 * 10^6 = 2.31 \text{ у.е.}$$

На этой основе определяем точку безубыточности и доход в них.

$$T_{bI} = C_{cI} / P_I - V_I = 3280 * 10^3 / 6,25 - 3,25 = 10999333 \text{ шт}$$

$$P_{TbI} = P_{II} * T_{bI} = 6,25 * 10999333 = 6833331 \text{ у.е.}$$

$$T_{bII} = 3590 * 10^3 / 4 - 2.31 = 2360947 \text{ шт}$$

$$P_{TbII} = 9443788 \text{ у.е.}$$

Подобные зависимости приведены на рис.2. Где B_I , B_{II} – соответственно затраты по изготовлению изделий по первому и второму вариантам, $f(N)$ – функция выручки от продаж и себестоимости по вариантам объема производства.

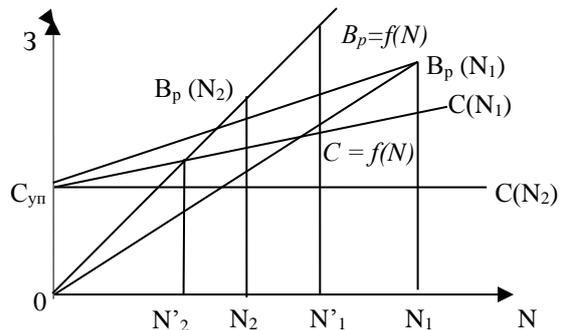


Рис. 2. Определение точки безубыточности для двух вариантов проектов.⁴

Как следует из рис.2, при меньшей цене продаж по вариантам, эффект достигается увеличением объема продаж, но при этом у изготовителей остается меньше возможностей для маневрирования, ибо точка безубыточности смещается вправо, соответственно увеличивается коэффициент использования производственной мощности K_{pc} , который рассчитывается по формуле:

$$K_{pc} = C_c / P - V \tag{2}$$

Соответственно

$$K_{pcI} = 3280 * 10^3 / (12500 - 6500) * 10^3 = 0,55$$

^{1, 2, 3, 4} Appendix 1

$$K_{pcII} = 3990 \cdot 10^3 / (12000 - 6530) \cdot 10^3 = 0,97$$

При этом общий доход при полном использовании производственных мощностей составляет для первого варианта 12 млн. у.е. по сравнению с предыдущим значением – 12,5 млн у.е. Такая картина вызвана следующим обстоятельством: элементы конструкции, которые производятся на данном предприятии, рассчитываются по условной цене на основе заводского уровня рентабельности 10 %. А в первом случае деталь приобреталась по договорной цене с рентабельностью 21,76 %. То есть для равных условий сравнения C_{II} должна быть $(1,64 + 3,25) \cdot 1,1 = 5,38$ у.е. Тогда T_b равняется 1615738 шт., т.е. она смещена вправо и доход в точке безубыточности составляет $5,38 \cdot 1615738 = 8692808$ у.е. То есть увеличивается по сравнению с предыдущим расчетом, но это потребует увеличения объема производства.

Однако подобные сравнения могут в большинстве случаев рассматриваться только как возможность, поскольку конкретное предприятие в незначительной степени оказывает влияние на изменение договорных цен и их элементов, которые приобретаются на стороне.

В этой связи следует придерживаться соотношения с учетом возможностей собственного производства:

$$C \leq P \cdot K_{tr} \cdot K_q \quad (3)$$

где C – себестоимость продукции при собственном производстве, грн/шт; P – цена единицы товара при его закупке со стороны, грн/ед., K_{tr} – коэффициент транспортно-заготовительных расходов при покупке товара; относительные единицы (о.е); K_q – качественные параметры изделия при его приобретении со стороны K_t и собственного производства K_{ow} , т.е.

$$K_q = K_{ow} / K_t \quad (4)$$

Полагаем, что величина цены изделия изменяется пропорционально изменения качества товара.

На основе метода точки безубыточности можно установить, как изменяется ее величина при изменении различных составляющих. Например, при увеличении цены товара увеличивается величина выручки от продаж товаров и точка безубыточности смещается влево (см. рис. 3) и наоборот.

При увеличении объема продаж T_b смещается вправо и наоборот. Подобные зависимости можно построить при повышении качества товара и связанной с этим изменением величины затрат и объемов продаж. Это дает возможность определить эффективность повышения потребительских свойств товара.

На рис.3 приведено несколько зависимостей функции прибыли от величины реализации объема продаж $B_p = f(N)$ и затрат на изготовление изделия $C = f(N)$.

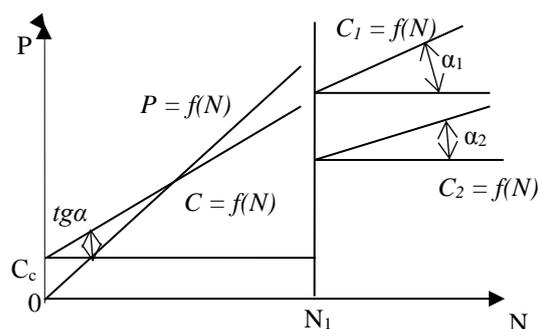


Рис. 3. Определение точки безубыточности для двух вариантов проектов.⁵

В точке N_1 имеет место величина объема продаж, которая отражает наилучшее использование существующих ресурсов предприятия. Ему соответствует объем продаж в условных единицах при цене единицы товара P_1 . Прибыль от продаж Pr_1 соответствует разности $B_p(N_1) - C(N_1)$. С увеличением цены товара графики объема продаж будут иметь больший угол наклона, чем в предыдущем случае и точка наклона безубыточности смещается влево. Для решения данной задачи следует построить график объема продаж при цене P_2 и потом найти ординату $Pr_2 = B_p f(N_2) - C f(N_2)$ на графике она соответствует выпуску объема N_2 .

Если реальный спрос на товар уменьшается, например, $N_2' < N_2$, то уменьшается и прибыль.

Ее величину можно определить с помощью графика на рис. 3, и наоборот, при реальном увеличении спроса $N_2'' < N_2$ увеличится и прибыль в сравнении с исходной позицией, что тоже показано на графике.

На основе точки безубыточности можно также определить безубыточную цену товара и предельные значения переменных и условно-постоянных затрат. Величина минимальной (безубыточной) цены P_b при полном

использовании производственных мощностей находится:

$$P_b = (C_c + V_1 * N) / N \quad (5)$$

Максимально допустимые переменные затраты при неизменной величине условно-постоянных затрат находятся как:

$$V_{\max} = (P_1 - C_c) / N \quad (6)$$

А предельная величина условно-постоянных затрат при неизменной величине переменных затрат составит

$$C_{\max} = (P_1 - V_1) / N \quad (7)$$

Рассмотрим еще один аспект. При выпуске продукции, пользующейся спросом, объем ее производства (продажи) может превысить предварительно предусмотренного его проектное значение.

В этом случае условно-постоянные расходы могут превысить их рациональное значение, предполагаемое ранее в связи с неоптимальным использованием производственных мощностей.

В результате меняются точка безубыточности, величины эффекта от реализации нововведений. Такие тенденции изображены на рис. 3.

График $C = f(N)$ и $P = f(N)$ характеризуют величину себестоимости и цены товара в зависимости от объема производства в границах проектных объемов A_1 .

При его росте прямая $C_1 = f(N)$ определяет характер изменения затрат при существующих средствах труда, организации и управления производством.

В данном случае условно-постоянные расходы увеличиваются по сравнению с их первоначальной величиной, а угол наклона соответствуют прямой – $tg\alpha$ не изменяется поскольку условно принимается неизменность величины переменных затрат.

Прямая $C_2 = f(N)$ характеризует изменение себестоимости товара при внедрении эффективных инноваций.

В данном случае условно-постоянные расходы изменяются в меньшей степени, чем в предыдущем случае, а угол наклона прямой

$C_2 = f(N)$ уменьшается, поскольку практически снижаются переменные затраты на единицу продукции. Это, соответственно, ведет к увеличению прибыльности.

Приведенные расчеты выполнялись с учетом фактора времени в динамике за период жизненного цикла товаров с поправками на риск и инфляцию.

III. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработанные рекомендации будут способствовать дальнейшему развитию теории и практики оценки работы производственных звеньев предприятия и соответственно повышению эффективности промышленного производства.

Это связано с предложением об установлении условных расчетных цен в подразделениях производственных предприятий, фирм на основе цеховой себестоимости и средней рентабельности производства по предприятию.

Такой подход дает возможность установить идентичность оценки деятельности предприятия в целом и его конкретных структурных составляющих. Он открывает путь для самостоятельного их взаимодействия с потребителями, заинтересованными в приобретении цехов продукции (узлов, деталей). Их величина может изменяться в зависимости от увеличения качества продукции, объема производства и спроса потребителей.

Предложены рекомендации по расширению области применения точки безубыточности для нескольких вариантов производственного процесса.

Они учитывают изменение цены, объемов продаж товаров и их элементов при неодинаковых значениях различных видов затрат при их производстве, менее рациональном использовании ресурсов при неполной продаже изготовленной продукции и, соответственно, недостаточном или неоптимальном использовании имеющихся производственных мощностей на электротехнических предприятиях.

Такой подход способствует нахождению способов повышения эффективного использования ресурсов предприятия, снижения затрат на их производство, повышения объемов продаж, увеличения выручки от них с помощью установления величин цен, равновыгодных как производителю, так и потребителю.

Дальнейшее развитие будет заключаться в разработке соответствующих экономико-математических зависимостей.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** Break-even point definition for two process options.

^{2, 3}**Table 1.** Initial data for calculating the breakeven point for options.

⁴**Fig. 2.** Break-even point definition for two project options.

⁵**Fig. 3.** Break-even point definition for two project options.

Литература (References)

- [1] *Tymchasovi rekomendatsii rozrakhunku produktyvnosti pratsi v tsilomu po ekonomitsi ta za vydamy ekonomichnoi diialnosti № 916* [Temporary methodological recommendations for calculating the productivity of labor as a whole by economy and by type of economic activity no. 916]. Available at: <http://www.megov.ua/control/uk>. (accessed 20.02.2020). (In Ukrainian).
- [2] Karpenko Yu.V., Bohatyrov A.M., Kuznetsova I.O. Tsilovi pokaznyky potochnykh planiv pidrozdiliv pidprijemstva [Targets of current plans of the business units]. *Bulletin of Donetsk State University of Economics and Trade. M. Tugan-Baranovsky. The series is economical*, 2005, no. 3(27), pp. 44–49. (In Russian).
- [3] Shandova N.V. Metodichni aspekty orhanizatsii upravlinnia vytratamy [Methodological aspects of organization of cost management]. *Finance of Ukraine*, 2003, no. 12, pp. 53–57. (In Ukrainian).
- [4] Bozhkova N.S., Radyna Y.O. *Pokazately efektyvnosti deiatelnosti predprijatyi servysa* [Performance indicators of service enterprises]. Available at: <http://rae.ru/forum2012/180/23>. (accessed 19.02.2020). (In Russian).
- [5] Moiseeva Y.Y. Otsenka efektyvnosti deiatelnosti otdelnykh strukturnykh podrazdeleniy kommercheskykh orhanyzatsiy [Evaluation of the effectiveness of individual structural units of commercial organizations]. *Socio-economic phenomena and processes*, 2013, no. 12(58), pp. 90–96. (In Russian).
- [6] Rzhynyn V., Arefeva N. *Otsenka efektyvnosti otdelov, podrazdeleniy y sotrudnykov predprijatyia* [Assessment of the effectiveness of departments, divisions and employees]. Available at: <http://www.germostroy.ru/opinion/ocenka.html> (accessed 19.02.2020). (In Russian).
- [7] Krylov E.Y., Vlasova V.M., Zhuravkova Y.V. *Analiz efektyvnosti ynvystytsyonnoi y ynnovatsyonnoi deiatelnosti predprijatyia* [Analysis of the effectiveness of investment and innovation activities of the enterprise]. Moscow, 2003. 608 p. (In Russian).
- [8] Krylova E.V. Stsenarnyi podkhod k planirovaniyu proyzvodstvennoi deiatelnosti na predprijatyi s diskretnym typtom proyzvodstva (na prymerе elektromashynostroytelnoi otrasly) [Scenario approach to the planning of production at an enterprise with a discrete type of production (for example, the electric machine industry)]. *Probleme Energetici Regionale*, 2017, no. 3 (35), pp. 121–133. (In Russian).
- [9] The Standard for portfolio management – Second Edition. ANSI/PMI 08-003-2008. USA, Project Management Institute, 2008, 146 p.
- [10] Rădulescu M., Rădulescu C.Z. Project portfolio selection models and decision support. *SIC*, 2001, vol. 10, no. 4, pp. 275 – 286.
- [11] DicKincon M., Thornton A., Graves S. Technology portfolio management: optimizing interdependent projects over multiple time period, *IEEE transaction on engineering management*, 2001, vol. 48, no. 4.
- [12] Loch C.H., Pich M.T., Terwiech C., Urbschat M. Selection R&D projects at BMW: a case study of adopting mathematical programming models. *IEEE transaction on engineering management*, 2001, vol. 48, no. 1.
- [13] A practical guide to regional Foresight European Communities, 2001.
- [14] Comeliys R.K., Blanke J., Poua F. The growth competitiveness index: recent economics development and the global competitiveness report. The World Economic Forum, 2002, Chapter 1.1.
- [15] The OECD science, technology and performance in the global economy. OECD Publishing, 2008, p. 221.
- [16] Evans C., Wishop D. M. Valuation for M&A. Building value in private companies. John Willy and Sons, 2001.
- [17] Sirower M. L. The synergy trap: how companies lose the acquisition come. New York : The Free Press, 2000.
- [18] Copeland T., Koller T., Murrin J. Valuation measuring and managing the value of companies. Second edition, McKinsey&Company, Inc. Published by John Willy&John, Inc., 1995.
- [19] Vavdak M. Information support formation of operating planning in the context of enterprise decentralization management. *Genests of Genius*, 2015, vol. 1, no. 2, pp. 76–78.
- [20] Klos S.A. Model of an ERP-Based knowlidge management system for engineer-to-order enterprises. *22-nd International Conference on in Formation and Software Technologies [Communication in Computer and Information Science]*. Druskininkai, Luthuanian, 2016, vol. 639, pp. 42–52.
- [21] Vipul J., Tiwari M.K. Evolution of the supplier performance using an evolutionary fuzzy-based approach. *Manufacturing Technology Management*, 2004, vol. 15, no. 8, pp. 735–744.

- [22] Mercer D. Scenarios made easy. *Long range planning*, 2007, vol. 28, no. 4, pp. 81–86.
- [23] Arrfeet M., Wiserman R.M. Looking background instead of forward: aspiration – driven inference on the efficiency of the capital allocation process. *Journal academy of Management*, 2013, vol. 56, no. 4, pp. 1081–1103.
- [24] Bloom N., Van Reenen J. Measuring and explaining management practices across firms and countries. *Q.J. Econ.*, 2007, no. 122 (4), pp. 1351–1408.
- [25] Andrews D., Cingano F. Public policy and rescore allocation: evidence from firms in OECD countries. *Econ. Policy*, 2014, no. 29 (78), pp. 253–296.
- [26] Emrouznejud A. An alternative DEA measure: a case of OECD countries. *Appl. Econ. Letters*, 2003, no. 10 (12), pp. 779–72.
- [27] Mia M.A., Soltane B.B., 2006. Productivity and its determinants in microfinance institutions (MFIS). Evidence from South Asian countries. *Econ. Anal. Policy*, 2006, no. 51, pp. 32–45.
- [28] Marshall W. Meyer Rethinking performance management. Beyond the balanced scorecard. *The Wharton School, University of Pennsylvania*, 2002.
- [29] Kanlan R.S., Horton D.P. The strategy-focused organization. How balanced scorecard companies thrive in the business environment. *Howard Business School Press, Boston*, 2001.
- [30] Bain Company. Management tools and trends. Available at: <http://bain.com> (accessed 01.02.2020).
- [31] Sullivan T. Scorecard case businesses' balance act., 1993, p. 32.
- [32] Vefers The new imperative. Enterprise lead ship. CIO advertizing supplements, 2004, 15 Feb, p. 55.
- [33] Shan L., Etilnce A., Siadat A. Verna. Lat F. Value, risk: Based performance evaluation of manufacturing processes. *UNCOM proceeding of the 14th symposium in informacion control problems in manufacturing*, 2012, 22-23 May 2012, Bucharest, Romania, pp. 1586–1591.
- [34] Hubbard G. Measuring organization performance beyond the triple button line. *Bus strategic*, 2009, no. 18, pp. 177–191.
- [35] Behrens Werner, Hawranek Peter M. Manual for the preparation of industrial feasibility studies. Newly revised and expanded edition, United nations industrial development organization (UNIDO), 1991.

Сведения об авторах.



Яковлев Анатолий Иванович, доктор экономических наук, профессор, профессор кафедры экономики и маркетинга НТУ «ХПИ». Научные интересы – экономические проблемы научно-технического прогресса, инноваций, управления проектами
E-mail: yakovlevkpi@gmail.com



Ларка Людмила Сергеевна, кандидат экономических наук, доцент, доцент кафедры экономики и маркетинга НТУ «ХПИ». Научные интересы – планирование, управление проектами, маркетинговые исследования
E-mail: assorti@ua.fm



Васильцова Светлана Александровна, кандидат экономических наук, доцент, доцент кафедры экономики и маркетинга НТУ «ХПИ». Научные интересы – оптимизация инновационных решений, управление проектами
E-mail: svetifom@gmail.com