

Hybrid Reactive Power Compensator with Adaptation of the Operation of the Control System to the Parameters of the Mains Voltage

Goolak S.¹, Tkachenko V.¹ Kyrychenko M.², Kozlov S.³

¹State University of Infrastructure and Technologies
Kyiv, Ukraine

²Kyiv National University of Construction and Architecture
Kyiv, Ukraine

³National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»
Kharkiv, Ukraine

Abstract. The aim of the work is to develop a model of a hybrid reactive power compensator with adaptation of the control system to the parameters of the voltage supply. The task was achieved by applying the control algorithm for the operation of the control system of the active part of the reactive power compensator, which is based on the regression analysis method. The traction drive of the AC electric locomotive VL-80K, which is operated on the railways of the Ukraine, was chosen as the object of study. The simulation of the traction drive operation was carried out for a traction drive with and without a reactive power compensator, for cases where the process of changing the voltage in the catenary was a stationary deterministic process and for the case when this process was a non-stationary non-deterministic process. The most important result is the development of a block diagram of the control system for the active part of the reactive power compensator based on the implementation of the Levinson-Durbin linear prediction algorithm. The significance of the results obtained lies in the possibility of the proposed control scheme for the active part of the compensator to adapt the operation of the compensator to the voltage parameters of the catenary, that is, to the actual operating conditions of the electric locomotive.

Keywords: active power, reactive power, apparent power, reactive power compensation, traction drive, electric locomotive, control system.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.01>

UDC: УДК 621.316.722.076.12

Compensator hibrid de putere reactivă cu adaptare a funcționării sistemului de control la parametrii tensiunii de rețea

Gulac S.A.¹, Tkachenko V.P.¹, Kirichenko M.A.², Kozlov S.S.³

¹Universitatea de Stat de Infrastructură și Tehnologie, Kiev, Ucraina

²Universitatea Națională de Construcții și Arhitectură din Kiev, Kiev, Ucraina

³Universitatea Națională Tehnică «Institutul Politehnic din Kharkiv», Harkov, Ucraina

Rezumat. Scopul lucrării este elaborarea unui model al compensatorului hibrid de putere reactivă cu adaptarea sistemului de control la parametrii tensiunii de alimentare. Sarcina a fost realizată prin aplicarea algoritmului de control pentru funcționarea sistemului de dirijare al părții active a compensatorului de putere reactivă, care se bazează pe metoda analizei regresiei. Ca obiect de studiu a fost ales sistemul de tracțiune al locomotivei electrice AC VL-80k, care este operată pe căile ferate din Ucraina. Simularea funcționării tracțiunii a fost efectuată pentru o unitate de tracțiune cu și fără un compensator de putere reactivă, pentru cazurile în care procesul de modificare a tensiunii în rețeaua de contact a fost un proces staționar determinat și în cazul unui proces nestaționar nedeterminat. Cel mai important rezultat este elaborarea diagramei bloc a sistemului de control pentru partea activă a compensatorului de putere reactivă bazată pe implementarea algoritmului de predicție liniară Levinson-Darbin. Semnificația rezultatelor obținute constă în posibilitatea schemei de control propuse pentru partea activă a compensatorului de a adapta funcționarea compensatorului la parametrii de tensiune ai rețelei de contact, adică la condițiile reale de funcționare a locomotivei electrice. Utilizarea unui compensator hibrid de putere reactivă cu adaptarea sistemului de control al părții active la parametrii de tensiune ai rețelei de contact a făcut posibilă creșterea factorului de putere al locomotivei electrice și, ca urmare, reducerea puterii totale consumate de către locomotiva electrică din rețeaua de contact.

Cuvinte-cheie: putere activă, putere reactivă, putere aparentă, compensare putere reactivă, tracțiune, locomotivă electrică, sistem de control.

Гибридный компенсатор реактивной мощности с адаптацией работы системы управления к параметрам напряжения питающей сети

Гулак С.А.¹, Ткаченко В.П.¹, Кириченко М.А.², Козлов С.С.³

¹Государственный университет инфраструктуры и технологий, Киев, Украина

²Киевский национальный университет строительства и архитектуры, Киев, Украина

³Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», Харьков, Украина

Аннотация. Целью работы является разработка модели гибридного компенсатора реактивной мощности с адаптацией работы системы управления к параметрам напряжения питающей сети. Поставленная задача была достигнута путем применения алгоритма управления работой системы управления активной частью компенсатора реактивной мощности, в основе которого лежит метод регрессионного анализа. В качестве объекта исследования был выбран тяговый привод электровоза переменного тока ВЛ-80к, который эксплуатируется на железных дорогах Украины. Моделирование работы тягового привода проводилось для тягового привода с компенсатором и без компенсатора реактивной мощности, для случаев, когда процесс изменения напряжения в контактной сети являлся стационарным детерминированным процессом и для случая, когда этот процесс являлся нестационарным недетерминированным процессом. Наиболее важным результатом является разработка структурной схемы системы управления активной частью компенсатора реактивной мощности на основе реализации алгоритма линейного прогнозирования Левинсона-Дарбина. Значимость полученных результатов состоит в возможности предложенной схемы управления активной частью компенсатора адаптировать работу компенсатора к параметрам напряжения контактной сети, то есть к реальным условиям работы электровоза. Применение гибридного компенсатора реактивной мощности с адаптацией системы управления активной частью к параметрам напряжения контактной сети позволило повысить коэффициент мощности электровоза и, как следствие, уменьшить полную мощность, которая потребляется электровозом с контактной сети. Результаты моделирования показали, что наибольший эффект от применения гибридного компенсатора реактивной мощности имеет место в условиях нестационарного недетерминированного процесса изменения напряжения контактной сети.

Ключевые слова: активная мощность, реактивная мощность, полная мощность, компенсация реактивной мощности, тяговый привод, электровоз, система управления.

INTRODUCTION

The system of the traction electric supply is one most powerful load of the public network. They have serious problems with the electric energy quality. Various topologies of the supply for these systems resulted in substantial quantity of the types of distortions in the network voltage and current in the system of the traction electric supply, united energy system and neighboring consumers [1]. The operational process of the electric rolling stock leads to occurrence of nonsymmetric currents, voltage falls in the catenary, overvoltage, high-order harmonics of voltage components in the catenary [2]. Increase in these factors' impact on the form of voltage in the catenary enlarges the losses and decreases the power coefficient, i.e., reduces the quality indices of the electric energy system of the traction electric supply. This fact increases the cash accounts, which the infrastructure managers must pay to the operator, who supplies the electric energy to the railway system [3].

The most powerful electric energy consumer in their traction electric supply system is the electric rolling stock. It is this transportation mode that introduces the highest distortions into the system of the traction electric supply, which

decrease the indices of quality of the traction electro-supply system. These distortions are caused by the:

- phase shift between the voltage of the catenary and the traction current;
- generation the voltage super harmonic components into the catenary by the electric rolling stock;
- condition of passing the feeder zone by the electric rolling stock;
- the presence of several units of the electric rolling stock at a single feeder zone;
- quality of current collection;
- change in the modes of work of the electric rolling stock [4-6].

To remove the negative factors that influence on the distortions of the quality indices of the traction electric supply system, the electric locomotive is equipped with the reactive power compensators [7, 8]. The reactive power compensators can be realized as:

- passive filters [9, 10];
- active filters [11, 12];
- hybrid filters (combination of passive and active filter) [13, 14].

To remove the phase shift between the voltage of the catenary and the traction current,

the passive filters are the most efficient [9, 10]. However, for the inhibition of the super harmonic components of the traction current, these filters are inefficient, since they are adapted just for a definite frequency [13, 14]. The active filters are efficient for the inhibition of the super harmonic components of the traction current [11, 12], however, they are inefficient in removing the phase shift between the catenary voltage and traction current [13, 14]. The efficient for the reactive power compensation on the electric locomotive are the hybrid compensators [7, 8]. The passive compensator part, which is the LC-filter, that removes the phase shift between the catenary voltage and traction current, and the active part of the compensator, which is an independent inverter of voltage, generates into the circuit of the secondary winding of the traction transformer the super harmonic components of the traction current in a counter phase to those existing [7, 8]. In this context, the algorithm of the work of the control system of the independent voltage inverter is constructed based on the analysis of the super harmonic components of the traction current. The analysis of the super harmonic components of the traction current is performed based on the algorithm of the Fourier fast transformation [15].

The process of the voltage change in the catenary is nonstationary, nondeterministic, non-gaussian process [16, 17]. This fact is resulted from the operation modes of the electric rolling stock [18]. In conditions when the process of changing the controlled parameter is nonstationary, nondeterministic, non-gaussian, the Fourier transformation algorithms application to it is incorrect [19, 20].

For the spectral analysis under conditions, when the process of changing the controlled parameter is nonstationary, nondeterministic, non-gaussian, there is a good reason to use the algorithms of a correlation analysis [21, 22].

Since the voltage change in the catenary is a non-gaussian process, it is reasonable to use the methods of nonlinear prediction when carrying out the correlation analysis [23]. In [23], the system of monitoring by the active part of the reactive power compensator was offered based on the modified autoregressive method. Regardless of high speed of the compensator operation and high level of inhibition of the high-order harmonics components of the traction current, the introduction of additional double

integration into the system decreases the system tolerance.

In [18], the Levinson-Durbin algorithm is proposed for the realization of the compensator monitoring system of the reactive power. Low speed of operation is the disadvantage of this method. However, in the track electric-supply systems the process of changing voltage in the catenary is not a speedy process from the viewpoint of signals' digital processing methods.

The advantages of the method are high stability and the possibility to process large bulk of data [18]. However, in [18], this method was realized conceptually.

In this work, the system of monitoring by the active part of the hybrid compensator of the reactive power that allows the reactive power to be compensated in conditions of nonstationary, nondeterministic, non-gaussian process of voltage change in the network.

The realization of the monitoring system is performed based on the algorithm of the Levinson-Durbin linear prediction, which made it possible to carry out the monitoring by the compensator power part with a high stability and operate using a large data bulk.

The results of this work can be used when designing the reactive power compensators, which are introduced into the traction driver of the AC electric locomotive.

The aim of this research is to create a model of a reactive power hybrid compensator for the traction drive of the AC electric locomotive with taking into account the real conditions of the electric locomotive operation.

This work is distinguished by the fact that during the development of the model of the system for the monitoring by the active part of the hybrid power compensator, the Levinson-Durbin linear prediction algorithm was proposed to determine the high-order harmonic components of the traction current.

This allowed the possibility of the high-order harmonic traction current components to be compensated in conditions of the nonstationary, nondeterministic, non-gaussian process of changing voltage in the catenary.

In addition, the use of the of the proposed model of the system for the monitoring by reactive power compensator active part, allowed considering the real conditions of the electric locomotive exploitation during the compensator operation.

DEVELOPMENT OF STRUCTURAL ARRANGEMENT OF MONITORING SYSTEM USING REACTIVE POWER COMPENSATOR

lines was accepted as the object for the research. The technical characteristics of the track drive of the VL-80k AC locomotive are shown in Table 1.

The traction drive of the VL-80K AC locomotive that is used for the Ukrainian railway

Table 1

VL-80K AC locomotive traction drive technical characteristics

Parameter	Designation	Unit of measurement	Value
Total power of initial (of network) traction winding of transformer	S_1	kVA	4485
Nominal voltage of traction transformer primary winding	U_1	V	25000
Nominal current of primary traction winding	I_1	A	245
Frequency of supply voltage	f	Hz	50
Nominal voltage of secondary traction winding of transformer	U_2	V	1218
Nominal current of secondary winding of traction transformer (1 section) in continuous service	I_2	A	1750
Number of traction locomotives in one section	k		4
Nominal rotation frequency of motor shaft	n	rpm	915
Nominal power coefficient of locomotive including drive of supporting machines	k_p	Ohm	0,866
Nominal coefficient of efficiency considering supporting machines drive	η	%	84

All the rest studies will be performed under condition that the drive of the supporting machines of the locomotive will be disconnected.

The mathematical model of the active part of the hybrid filter was based on its calculation scheme (Fig. 1) [24]. Transistors VT1-VT4 and diodes VD1-VD4 form the scheme of the four-quadrant converter connected to the source of the alternative voltage u_2 (the transformer secondary winding) via the smoothing choke L_a . The DC circuit of the active filter is modeled by the voltage source, whose internal voltage is r_a .

As to its circuit simulation, the converter is an autonomous inverter of voltage (AIV) with a voltage pulse-width modulation (PWM). The scheme of a four-quadrant converter are two back-to-back bridge rectifiers: monitored VT1-VT4 and uncontrolled VD1-VD4, connected on the side of the clamp-locks of the alternative voltage.

These points are connected with an output source of the alternative voltage u_2 .

The input voltage in the form of the EMF E_d is switched on between the anodic and cathode groups of the uncontrolled VD1-VD4 rectifier. The principle of the converter operation suggests

including inductance L_a into the source circuit u_2 .

Switching on and off of the VT1 and VT4 transistors of the converter is performed according to the law that ensures the pulse-width modulation of voltage according to the form of modulating voltage.

Monitoring voltage for VT1-VT4 is formed using the controlling system by comparison of two signals: modulation voltage u_M and generator voltage of sawtooth voltage u_{GSTV} (Fig. 2).

Generator frequency $f_{GSTV} = k \cdot f_m$ must be odd-multiple to the frequency of source u_2 . Figure 2 shows the diagram voltages and currents relative to work $4qS$ - of converter with $k = 9$.

Pulses monitoring transistors VT1-VT4 are formed now of equality of voltages u_M and u_{GSTV} and correspond to the following logical functions (1):

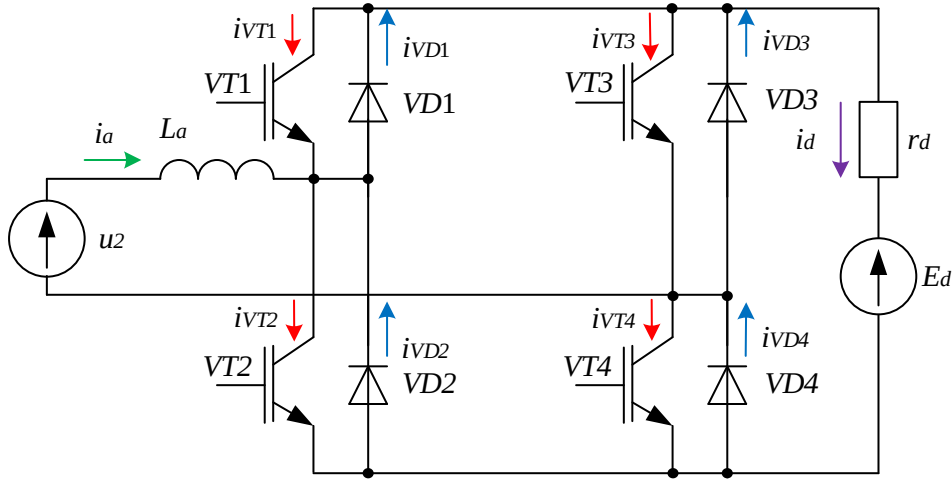


Fig. 1. Calculation scheme for the active filter.

$$\begin{aligned}
 VT1 &= \begin{cases} 1 & \text{if } u_M - u_{GSTV} \geq 0, \\ 0 & \text{if } u_M - u_{GSTV} < 0, \end{cases} \\
 VT2 &= \begin{cases} 1 & \text{if } -u_M - u_{GSTV} \geq 0, \\ 0 & \text{if } u_M - u_{GSTV} < 0, \end{cases} \\
 VT3 &= \overline{VT1}, \quad VT4 = \overline{VT2}.
 \end{aligned} \quad (1)$$

According to Fig. 2, upon switching on diagonal transistors VT1 and VT4 (VT2, VT3), voltage u_{11} is formed on the clamps of the alternative current converter with amplitude $\pm E_d$ and which is regulated using the law of modulating voltage u_m . Voltage phase u_{11} depends on the phase u_m relatively source voltage u_2 and E_d the current in circuit i_a can be determined using the following formula:

$$L_a \cdot \frac{di_a}{dt} = u_2 - u_{11}. \quad (2)$$

At connecting the adjacent elements (e.g, VT3 and VD1), the current contour is formed, which is closing via the back valve VD1 and transistor VT3. Upon that, source E_d is disconnected from the converter by the closed transistors VT2, VT4, therefore the voltage at the clamps of the alternative current u_{11} , as well as the current, equal to zero. The converter output current i_a is restricted by the inductance L_a , at $u_{11} = 0$ is expressed using the following expression:

$$L_a \cdot \frac{di_a}{dt} = u_2. \quad (3)$$

At $di_a/dt > 0$, increase in the current i_a and energy accumulation in inductance L_a occur.

Figure 2 shows that the output current i_a looks like a zigzag line consisting of growing and decreasing sections.

The degree of the smoothing current is defined by inductance L_a of the input source, as well as the frequency of the saw tooth voltage u_{GSTV} . The increase in these values makes i_a form to be smoother. The system of equations composed in accordance to the first and second Kirchhoff laws for the system presented in Fig. 1 looks like as follows:

$$\begin{aligned}
 i_{VD1} + i_{VD3} - i_{VT1} - i_{VT3} - i_d &= 0, \\
 i_{VT1} + i_{VD2} - i_{VT2} - i_{VD1} + i_d &= 0, \\
 i_{VT2} + i_{VT4} - i_{VD2} - i_{VD1} + i_d &= 0, \\
 i_{VT1} \cdot r_{VT1} + i_{VD1} \cdot r_{VD1} &= 0, \\
 i_{VT2} \cdot r_{VT2} + i_{VD2} \cdot r_{VD2} &= 0, \\
 i_{VT3} \cdot r_{VT3} + i_{VD1} \cdot r_{VD1} + L_a \cdot \frac{di_a}{dt} &= u_2, \\
 i_{VT4} \cdot r_{VT4} + i_{VD2} \cdot r_{VD2} + L_a \cdot \frac{di_a}{dt} &= u_2, \\
 i_{VT3} \cdot r_{VT3} + i_{VD3} \cdot r_{VD3} &= 0, \\
 i_{VT4} \cdot r_{VT4} + i_{VD4} \cdot r_{VD4} &= 0, \\
 i_{VT3} \cdot r_{VT3} + i_{VD4} \cdot r_{VD4} + i_d \cdot r_d &= -E_d.
 \end{aligned} \quad (4)$$

In equations 4 there are: $r_{VT1} - r_{VT4}$, $r_{VD1} - r_{VD4}$ - relevant to resistances of transistors VT1-VT4 and diodes VD1-VD4, u_2 is the voltage of the transformer secondary winding, E_d is the voltage in the circuit of the rectified current, $i_{VT1} - i_{VT4}$, $i_{VD1} - i_{VD4}$, i_a and i_d are the branch currents.

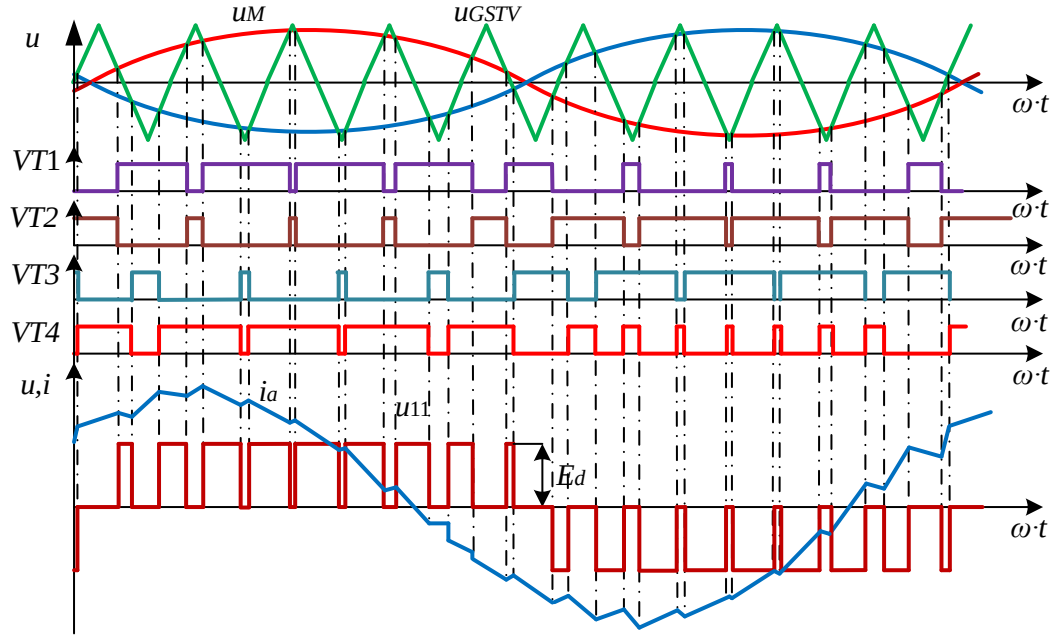


Fig. 2. Diagrams of currents and voltages that explain the voltage autonomous inverter operation.

In [18] it was noted that one method for the construction of the system for monitoring by the active part of the reactive power compensator can be the system, whose operation is adapted to the form of the current, which is passing in the secondary winding of the traction transformer (for instance, the monitoring scheme exhibited in Fig. 3).

The operation principle of this scheme is as follows. Using a current sensor, the value of the passing current is measured in the circuits of the secondary winding of the traction transformer. The measurements are performed discretely. The

discrete values, using the analogue-digital convertor (ADC), turn into the binary code and are supplied to the harmonic components evaluator, where the spectral components of the amplitude-frequency $A_{I2}(\omega)$ and phase-frequency $\phi_{I2}(\omega)$ are calculated. In the block of selection of high spectral components, all of the spectral components like the amplitude-frequency and phase-frequency spectrum, except for the first harmonics, are multiplied by unity. The spectral components of the first harmonics are multiplied by zero.

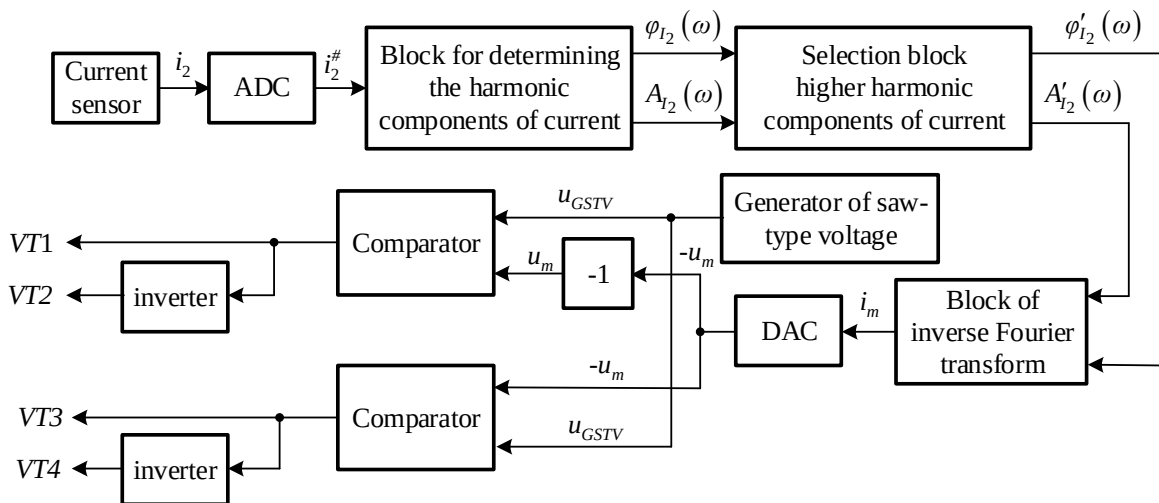


Fig. 3. Monitoring scheme of the active part of reactive power compensator.

After this the inverse Fourier transformation is fulfilled for the purpose of obtaining the current modulation curve i_m . The current of modulation is supplied to the digital-analogue converter (ADC), which transforms the current from the digital into analogous form. Since to obtain the modulation current curve from the power circuit current, it is necessary to subtract the obtained current value (the scheme designates it as u_m). To realize the pulse-duration modulation (PDM) according to Fig. 2, it is necessary to have two channels. One channel that works with a direct form of modulation signal, realizes the laws of monitoring for transistors VT1 and VT2. The second channel that works with a modulation signal form, whose phase differs by π radian from the direct form of modulation signal, realizes the laws of monitoring for transistors VT3 and VT4. For this purpose, the direct modulation signal $-u_m$, which realizes the monitoring law for transistors VT1 and VT2 at the output of the ADC, is multiplied by -1 and is supplied into the comparator where it is compared with the voltage of the saw-type generator u_{GSTV} . For transistors VT3 and VT4, the modulation signal is fed to the other comparator, where it is compared to the generator voltage of the saw-type voltage u_{GSTV} . At the outputs of the comparators, the monitoring pulses are formed by transistors VT1 and VT3.

According to equations (1), the monitoring signals for transistors VT2 and VT4 are inversions of the monitoring signals for transistors VT1 and VT3. On the scheme, this operation is fulfilled by the inverter, which inverts the monitoring signals' values for transistors VT1 and VT3, correspondingly.

- using the linear prediction filter the output value, which in this case is the power circuit current of the traction drive, turns from the random nonergodic value into the ergodic value, which can be applicable to the discrete Fourier transformation;

- the discrete Fourier transformation allows determining the components of the amplitude-frequency and phase-frequency spectrum.

Исходя из вышеизложенного, структурная Based on the aforementioned, the structural scheme of the block of determination the harmonic components looks like as shown in Fig. 4.

Since the input current at the output of the analogue-digital converter is a discrete value in time, we can introduce the following designation:

$$i_2^\#(t) = i_2^\#(nT) = i_2^\#(n) = x(n). \quad (5)$$

where T is the discretization period; n is the account number.

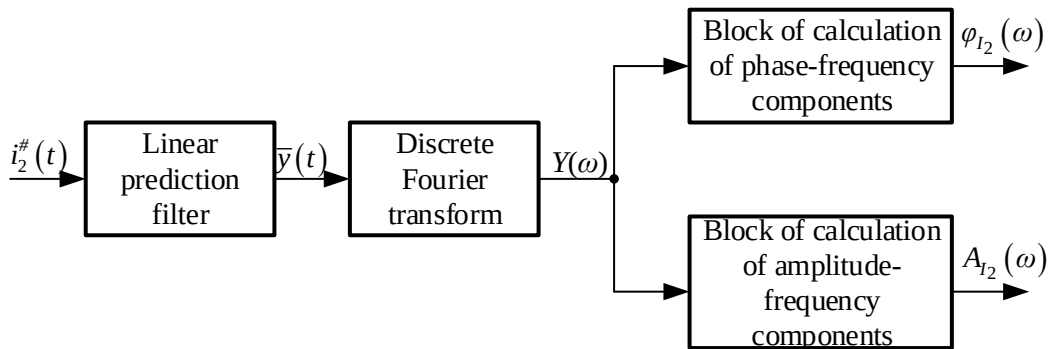


Fig. 4. Structural scheme of the block for harmonic components' definition.

The essence of the method for definition of the spectral components of current and voltages in the traction drive circuits of the AC locomotives for the scheme offered (Fig. 4) consists in the following [18]:

- the statistical series of the input data $x(n)$ is applicated with the L length Hamming window;
- the equation system is arranged for the input data of $x(n)$, whose matrix form of the record is:

$$\mathbf{R} \cdot \mathbf{a} = \mathbf{r}, \quad (6)$$

where $\mathbf{R}$ is the symmetrical matrix of coefficients;

$\mathbf{a}$ is the vector of parameters of linear prediction;
 $\mathbf{r}$ is the vector of free terms.

The elements of symmetric matrix of the coefficients are calculated using formula (7):

$$\sum_{l=1}^L x(l-k) \cdot x(l-i) = R_{ik}, \quad (7)$$

where k is the column number;
1 is the line number.

The elements of the vector free terms are calculated using formula (8):

$$\sum_{l=1}^L x(l) \cdot x(l-i) = R_i. \quad (8)$$

- the order of prediction K is selected, and the obtained equation system is used to separate the first block with a size of $K-1$;

– for each equation of the first block of data, the coefficients of the prediction filter $a_k^{(i)}$ are calculated using the Levinson-Durbin method.

The initial conditions are preset

$$E_0 = R_0, \quad (9)$$

where E_0 is the initial mean quadratic error of the linear prediction.

Gradually, at a step of iteration i ($i=1,2,\dots,K$) the calculations are performed using the recurrent formulas (10-13):

$$r_i = \frac{\sum_{k=1}^{i-1} a_k^{(i-1)} \cdot R_{i-k}}{E_{i-1}}; \quad (10)$$

$$a_k^{(i)} = r_i; \quad (11)$$

$$a_k^{(i)} = a_k^{(i-1)} - r_i \cdot a_{i-k}^{(i-1)}, \quad 1 \leq k \leq i-1; \quad (12)$$

$$E_i = (1 - r_i^2) \cdot E_{i-1}. \quad (13)$$

-prediction is increased by 1 with each step, as long as it achieves the value of K ;

-the output signal value is calculated using formula

$$\bar{y}(n) = \sum_{k=1}^K a_k^{(i)} \cdot x(n-k). \quad (14)$$

-the transition to the next block of data by increasing the line index by 1 of each equation;

-for each equation of the data block the prediction filter coefficients $a_k^{(i)}$ are calculated by the Levinson-Durby method. The value of the output signal is calculated by (14) only for the last equation of the block;

-the quantity of the blocks processed will be $L-K-1$;

-the spectral components are defined for the obtained series of stationary determinate output signals using the discrete Fourier transformation

$$\bar{Y}(k) = \sum_{n=0}^{L-1} \bar{y}(n) e^{-j \cdot n \cdot k \cdot \frac{2 \cdot \pi}{L}}, \quad (15)$$

where k is the harmonic component number;

$\bar{Y}(k)$ is the value of harmonic component in a complex form.

-the components of the amplitude-frequency (16) and phase-frequency (17) spectrum are calculated:

$$A_{L_2}(k) = \text{mod}(\bar{Y}(k)), \quad (16)$$

$$\varphi_{L_2}(k) = \text{arg}(\bar{Y}(k)). \quad (17)$$

-to obtain the monitoring signal the inverse Fourier transformation is necessary to perform

$$i_m(n) = \frac{1}{K} \cdot \sum_{k=0}^{L-1} A_{L_2}(k) \cdot e^{j \varphi_{L_2}(k)} \cdot e^{j n \cdot k \cdot \frac{2 \cdot \pi}{L}}. \quad (18)$$

Since to realize the algorithm of operation of the reactive power compensator monitoring system, the recurrent formulas are used, during the development of the imitation model the monitoring system is simpler to realize as the program block.

DEVELOPMENT OF MODEL OF VP-80K LOCOMOTIVE TRACTION DRIVE WITH REACTIVE POWER COMPENSATOR

The scheme of connection the hybrid compensator with AC locomotive power network is shown in Fig. 5 [24].

The simulation model of the reactive power hybrid compensator is carried out in the MATLAB program medium. The power part, which realizes scheme of (Fig. 5), is performed using the elements of the library Simscape/Electrical/Specialized Power Systems. The monitoring system is realized using the program from which the monitoring signals are supplied into the power part by transistors VT1-VT4. The simulation model reactive power compensator is combined into block “Reactive power compensator” (Fig. 6).

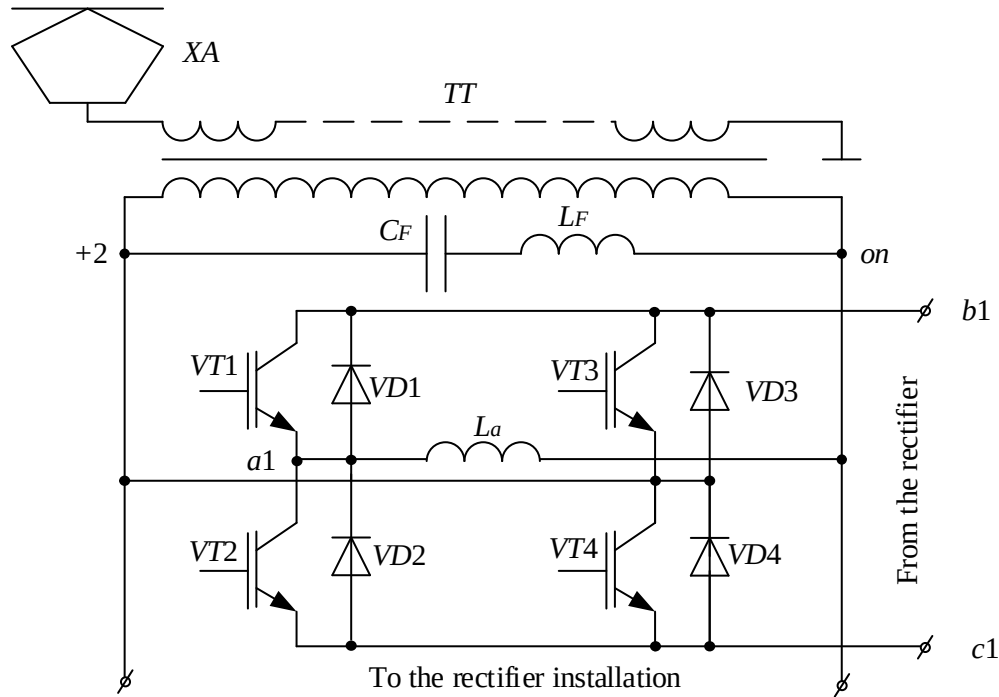


Fig. 5. Scheme of connection the hybrid filter to VL-80K locomotive.

In the work (Goolak et al. System Model Traction substation-contact network-traction drive of the VL-80K series electric locomotive. *Collection of scientific papers of the State Economic and Technological University of Transport. Series: Transport systems and technologies*, 2016, vol. 28, pp. 99-109. irbis-nbuv.gov.ua), the simulation model of the traction drive of VL80K electric locomotive is described. In this work, one section of the electric locomotive has two sections of the secondary winding of the traction transformer x1-o1 and x2-o2. Therefore, the simulation model has two compensators of the reactive power “Reactive power compensator 1” and “Reactive power compensator 2”. The simulation model of the traction drive of one section of the electric locomotive with the reactive power compensators is shown in Fig. 6. All studies were carried out for the nominal mode of operation of the traction electric drive, which corresponds the 28th position of the machinist controller.

The elements of the passive part of the hybrid reactive power compensator are calculated based on the following reasons.

The filter condenser capacity is defined by the reactive power, consumed by the load and calculated using the following ratio [25]:

$$C_f = \frac{Q_{nom}}{2 \cdot \pi \cdot f_1 \cdot U_c^2} = \frac{1066 \cdot 10^3}{2 \cdot \pi \cdot 50 \cdot 620^2} = 8827, \mu F, (19)$$

where $f_1=50$ Hz is the frequency of the main voltage harmonics on the secondary winding of the traction transformer;

$U_c=U_2=1218$ V is the voltage across the condenser (Table.1);

Q_{nom} is the nominal value of the reactive power

$$Q_{nom} = I_2 \cdot U_2 \cdot \sqrt{1 - k_p^2} = 1750 \cdot 1218 \cdot \sqrt{1 - 0,866^2} = 1066, kVar, (20)$$

where $I_2=1750$ A is the current of the first harmonics of the second winding of the traction transformer (Table 1);

$k_p=0,866$ is the power coefficient of the secondary winding of the traction transformer (Table 1).

According to the obtained value of the condenser capacity, the necessary value of the choke inductance was established, satisfying the condition of voltage resonance at a frequency of the first voltage harmonics on the secondary winding of the traction transformer.

Power Systems and entered the blocks of “Reactive power compensator1” and “Reactive power compensator2”.

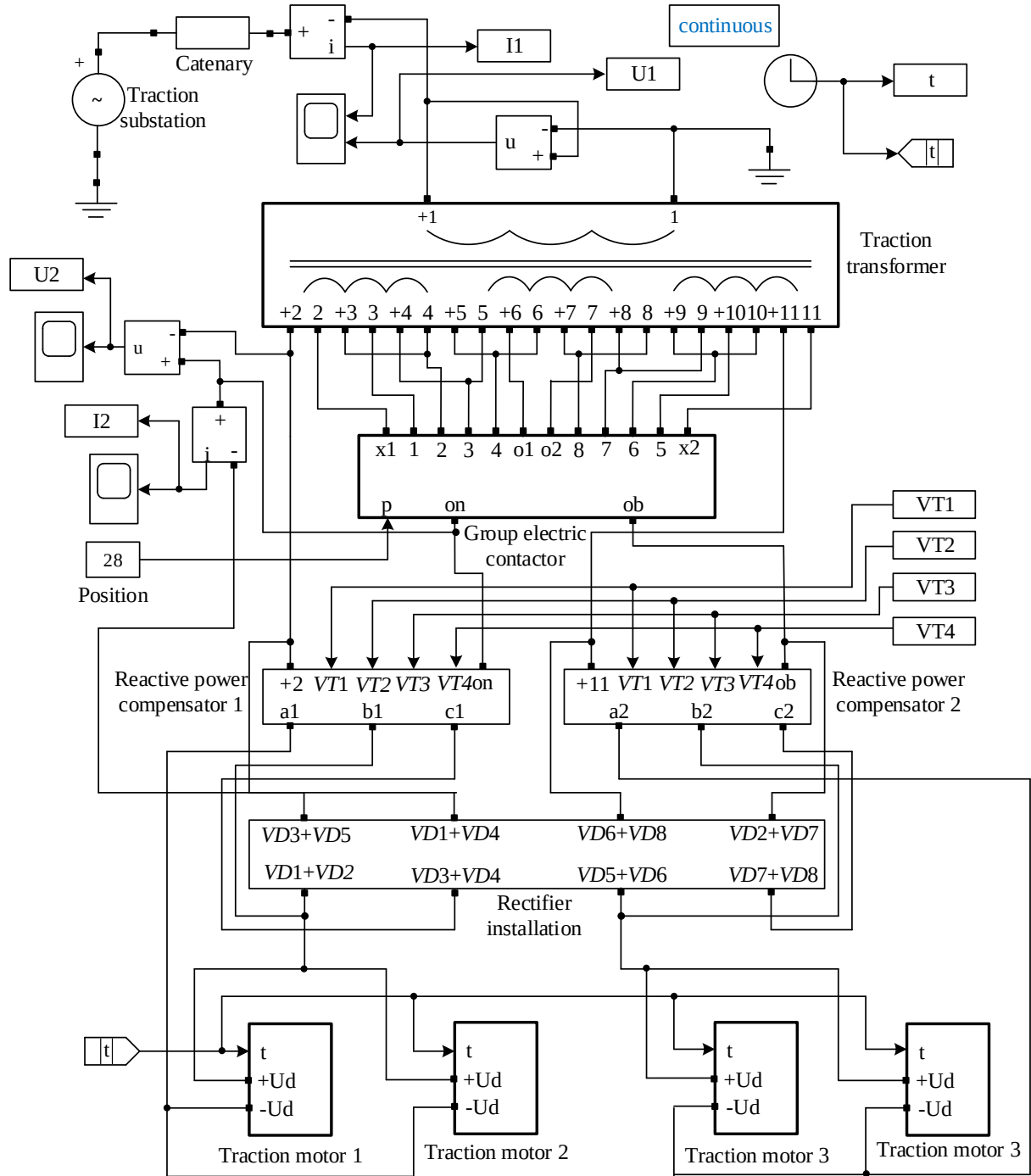


Fig. 6. Single-section traction drive model for VL-80K locomotive with reactive power compensator

$$L_f = \frac{1}{(2 \cdot \pi \cdot f_1)^2 \cdot C_f} =$$

$$= \frac{1}{(2 \cdot \pi \cdot 50)^2 \cdot 2287 \cdot 10^{-6}} = 4,44, mH. \quad (21)$$

The elements of the passive filter at the simulation model are realized on the elements of the library Simscape/Electrical/Specialized

RESULTS OF MODELING

At the simulation model (Fig.6) four experiments were carried out. The first experiment consisted of reading the time diagrams of voltage and current on the primary winding of the traction transformer (Fig. 7) in the absence of the reactive power compensator and under condition that the process of changing is of a stationary deterministic character.

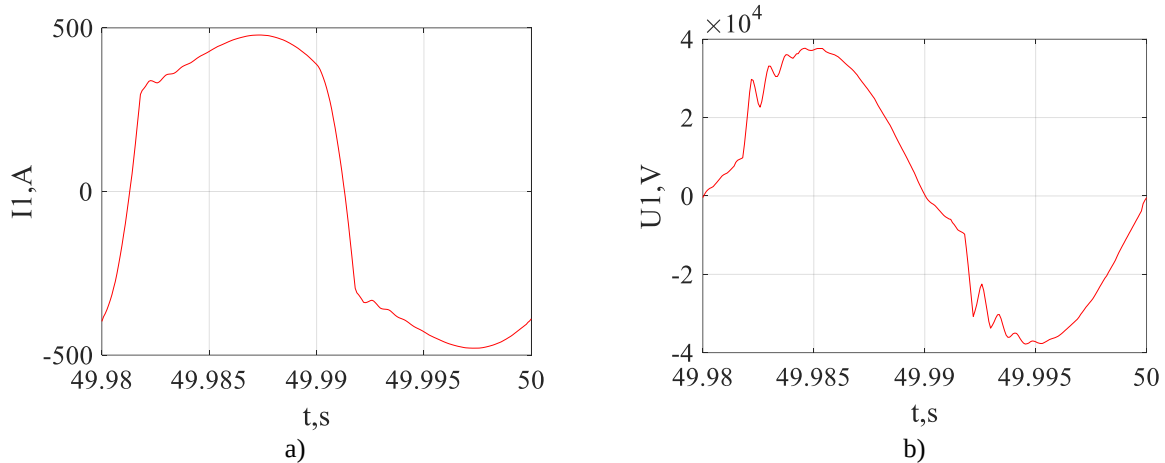


Fig. 7. Time diagrams of current (a) and voltage (b) on the primary winding of the traction transformer obtained during the first experiment.

The second experiment consisted in taking the time diagrams of voltage and current on the primary winding of the traction transformer (Fig. 8) with the reactive power compensator and under condition that the process of changing is of a stationary deterministic character.

The third experiment consisted in taking the time diagrams of voltage and current on the primary winding of the traction transformer (Fig. 9) without the reactive power compensator and under condition that the process of changing is of a nonstationary nondeterministic character. For the task of the nonstationary nondeterministic

process on the primary winding of the traction transformer in addition to the voltage of the catenary the interferences of the type of a “white noise” were supplied with a dispersion of 5000 V. For the conditions analogous to the third experiment there was a forth experiment. Unlike the third experiment, into the composition of the track drive, the reactive power compensator was introduced. The diagrams of the current and voltage at the primary winding of the track transformer are shown in Fig. 10.

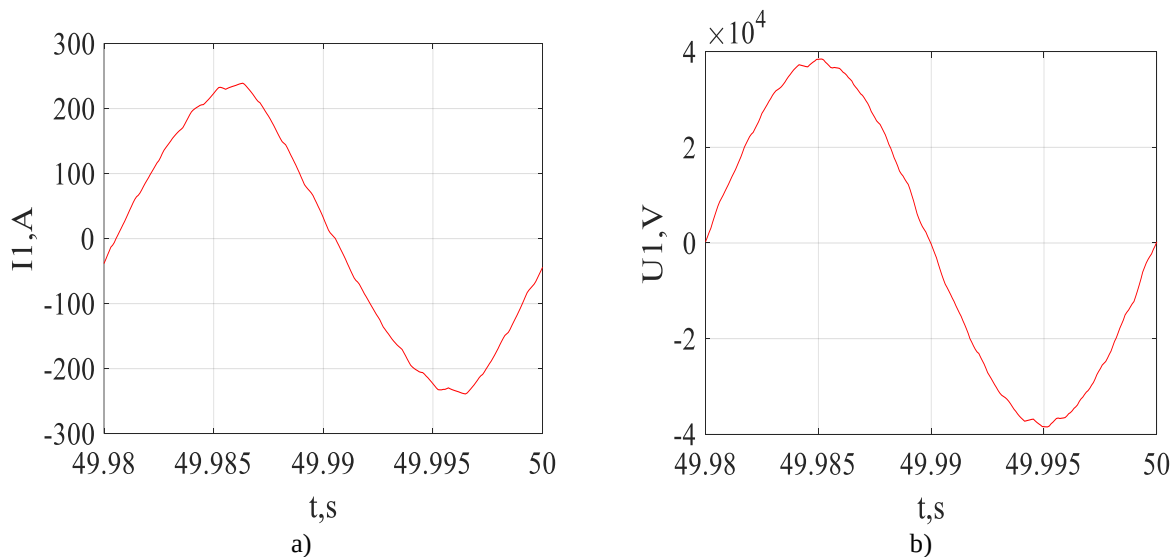


Fig. 8. Time diagrams of current (a) and voltage (b) on the primary winding of the traction transformer obtained during the second experiment.

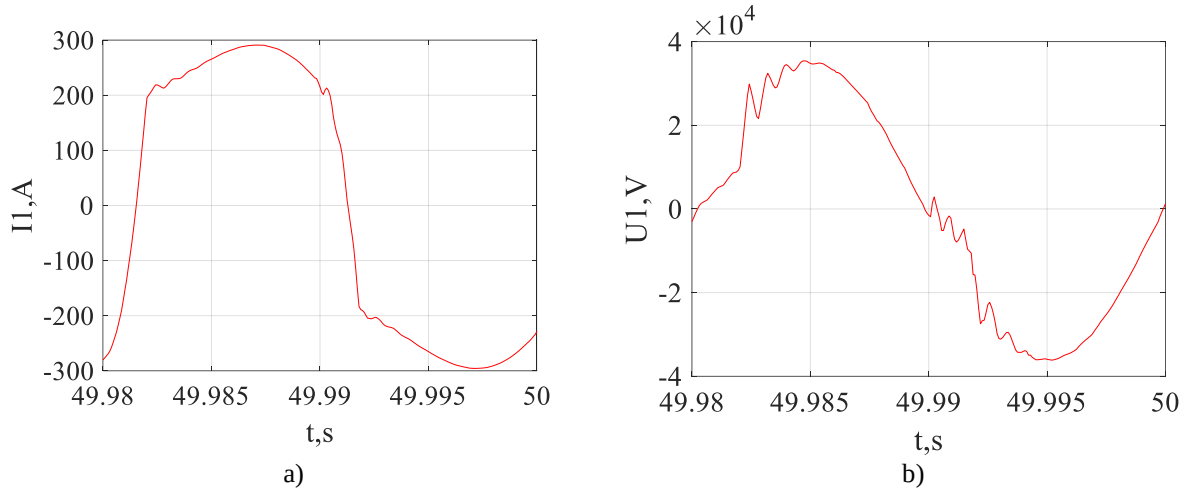


Fig. 9. Time diagrams of current (a) and voltage (b) on the primary winding of the traction transformer obtained during the third experiment

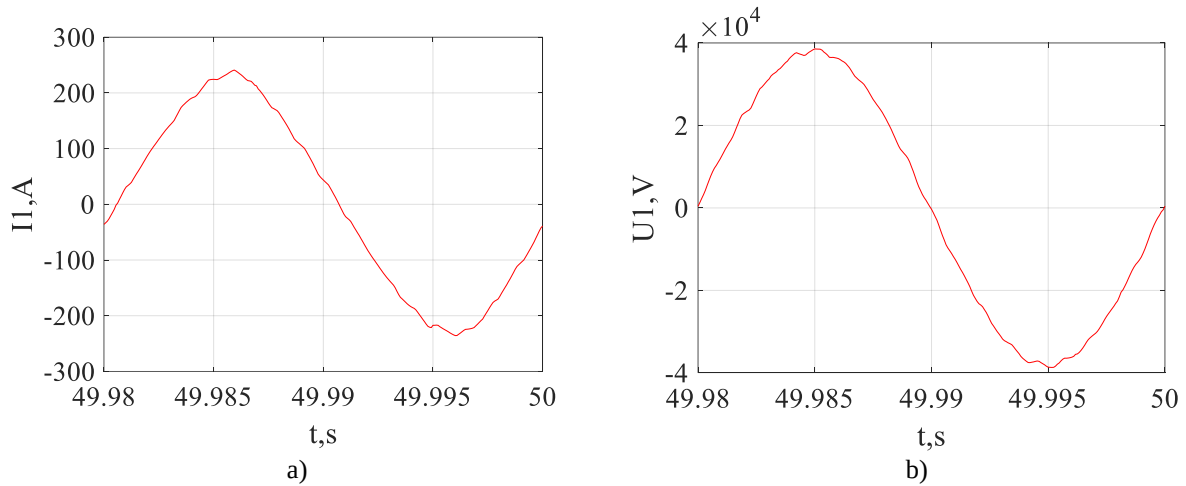


Fig. 10. Time diagrams of current (a) and voltage (b) on the primary winding of the traction transformer obtained during the fourth experiment

All four experiments were performed for the nominal mode of operation of the traction drive, maintaining the nominal frequency of the motor shaft of 915 rot/min. Figures 7-10 show the graphs of currents and voltages of the traction transformer primary winding for the steady-state mode.

According to the results obtained, the amplitude-frequency and phase-frequency spectra of currents and voltages of the traction transformer primary winding were obtained in accordance with (15). The number of indications for the period was $N=256$. Based on the obtained spectral components for the four experiments, the coefficients of power and the total power that was consumed by the electric locomotive from the catenary were calculated.

The locomotive power coefficient upon the disconnected drive of the auxiliary machines was determined using formula of [25]:

$$k_p = \frac{P_{1(1)}}{S}, \quad (22)$$

where $P_{1(1)}$ is the active power consumed by the traction transformer primary winding at the main frequency of the catenary;
 S is the total power consumed by the traction transformer primary winding.

The active power consumed by the traction transformer at the main frequency of the catenary [25, 26] is as follows:

$$P_{1(1)} = I_{1(1)} \cdot U_{1(1)} \cdot \cos(\varphi_{U_{1(1)}} - \varphi_{I_{1(1)}}), \quad (23)$$

$I_{1(i)}$ is the amplitude of the first harmonics of the current in the primary winding of the traction transformer;

$U_{1(i)}$ is the amplitude of the first harmonics of the voltage at the primary winding of the traction transformer;

$\varphi_{U1(i)}$ is the phase of the first harmonic component of voltage in the primary winding of the traction transformer.

The total power consumed by the traction transformer was determined using formula of [25, 26]:

$$S = \sum_{i=0}^N \sqrt{\left(P_{1(i)}\right)^2 + \left(Q_{1(i)}\right)^2}, \quad (24)$$

where $P_{1(i)}$ is the active power of the i -th harmonic component consumed by the primary winding of the traction transformer;

$Q_{1(i)}$ is the reactive power of the i -th harmonic component consumed by the primary winding of the track transformer.

The active power of the i -th harmonic component consumed by the primary winding of the traction transformer is calculated using the formula from [25, 26]:

$$P_{1(i)} = U_{1(i)} \cdot I_{1(i)} \cdot \cos(\varphi_{1(i)}). \quad (25)$$

The reactive power of the i -th harmonic component consumed by the primary winding of the traction transformer is calculated using the formula from [25, 26]:

$$Q_{1(i)} = U_{1(i)} \cdot I_{1(i)} \cdot \sin(\varphi_{1(i)}), \quad (26)$$

In formulas (24-26) $U_{1(i)}$ is the amplitude of the i -th harmonic component of voltage in the primary winding of the traction transformer; $I_{1(i)}$ is the amplitude of the i -th harmonic component of current in the primary winding of the traction transformer; $\varphi_{1(i)}$ is the phase shift between the i -th harmonic components of voltage and current of the primary winding of the traction transformer; N is the number of harmonic components of voltage and current of the primary winding of the traction transformer.

The phase shift between the first harmonic components of voltage and current of the primary winding of the traction transformer was defined by the formula from [25, 26]:

$$\varphi_{1(i)} = \varphi_{U1(i)} - \varphi_{I1(i)}. \quad (27)$$

The results of the calculation are presented in Table 2.

Table 2

Results of calculations of power coefficients and total power consumed by electric locomotive from the catenary

Parameter	Number of experiment			
	1	2	3	4
Coefficient of power, o.e.	0,85	0,918	0,833	0,912
Total power consumed by electric locomotive from the catenary, kV·A	4886	4525	6543	4643

From Table 2 is seen that the use of the reactive power hybrid compensator in the system of the traction drive increases the coefficient of power of the traction driver and hence decreases the total power consumed by the electric locomotive from the catenary.

The most marked here is the effect of the use of the reactive power hybrid compensator upon the nonstationary nondeterministic process of the change in voltage of the catenary. Thus, in the traction drive in the absence of the compensator, at the nonstationary nondeterministic process of the voltage change in the catenary, the total

power that was consumed by the electric locomotive from the catenary increased by 33.9 % compared to the case of the stationary deterministic process of the change in the voltage of the catenary. A similar comparison for the traction drive in the presence of the reactive power compensator showed that the total power increase that was consumed by the electric locomotive from the network was 2.6 %.

CONCLUSIONS

В работе предложена модель гибридного In this work, the reactive power compensator model was offered with adaptation of the

monitoring system operation to the supply main voltage parameters. To solve this problem:

- the algorithm of the monitoring system operation of the compensator active part was developed;

- the monitoring system structure of the compensator active part was developed;

- the compensator passive part elements were calculated;

- the modeling was fulfilled;

- the simulation modeling of the traction drive operation of VL-80k locomotive with the reactive power compensation was fulfilled;

- for the nominal mode of the electric locomotive operation at the nominal value of frequency of the motor shift rotation, four experiments were performed. The first consisted of obtaining the time current and voltage diagrams of the primary winding of the traction transformer for the traction drive with no compensator under condition that the process of voltage change in the catenary is a stationary deterministic process. The second was to obtain time diagrams of current and voltage of the primary winding of the traction transformer under the same conditions of voltage changing in the catenary, but with a reactive power compensator. The third had to obtain time diagrams of current and voltage of the primary winding of the traction transformer with no compensator under condition that the process of changing voltage in the catenary is a nonstationary nondeterministic process. The fourth one was aimed at obtaining the time diagrams of current and voltage of the primary winding of the traction transformer with a compensator in condition that the process of changing voltage in the catenary is a nonstationary and nondeterministic process.

- according to the diagrams obtained for the steady-state mode the amplitude-frequency and phase-frequency spectra of currents and voltages, using which we calculated the locomotive power coefficient and the total power consumed by the electric locomotive from the network. The analyses of the results showed that the reactive power compensator use in the traction drive system increases the traction drive power coefficient, decreasing thus the total power that is consumed by the locomotive from the catenary.

REFERENCES

- [1] Hanafy A. M., Hebala O. M., Hamad, M. S. Power Quality Issues in Traction Power Systems. In *2021 22nd International Middle East Power Systems Conference (MEPCON)*, 2021, pp. 188-193. IEEE. Available at: [doi: 10.1109/MEPCON50283.2021.9686222](https://doi.org/10.1109/MEPCON50283.2021.9686222). (Accessed october 15, 2022).
- [2] Jin M., Yang Y., Yang J., Wu M., Xie G., Song K. Propagation Characteristics and Identification of High-Order Harmonics of a Traction Power Supply System. *Energies*, 2022, vol. 15, no 15, pp. 5647-5661. Available at: [doi: 10.3390/en15155647](https://doi.org/10.3390/en15155647). (Accessed october 15, 2022).
- [3] Martins A. P., Rodrigues P., Hassan M., Morais V. A. Voltage Unbalance, Power Factor and Losses Optimization in Electrified Railways Using an Electronic Balancer. *Electricity*, 2021, vol. 2, no 4, pp. 554-572. Available at: [doi: 10.3390/electricity2040032](https://doi.org/10.3390/electricity2040032). (Accessed october 15, 2022).
- [4] Li T., Shi Y. Power Quality Management Strategy for High-Speed Railway Traction Power Supply System Based on MMC-RPC. *Energies*, 2022, vol. 15, no 14, pp. 5205-5224. Available at: [doi: 10.3390/en15145205](https://doi.org/10.3390/en15145205). (Accepted October 10, 2022).
- [5] Zhu J., Hu H., He Z., Guo X., Pan W. A power-quality monitoring and assessment system for high-speed railways based on train-network-data center integration. *Railway Engineering Science*, 2021, vol. 29, no 1, pp. 30-41. Available at: [doi: 10.1007/s40534-020-00229-4](https://doi.org/10.1007/s40534-020-00229-4). (Accessed october 15, 2022).
- [6] Wu S., Wu M., Wang Y. A novel co-phase power-supply system based on modular multilevel converter for high-speed railway AT traction power-supply system. *Energies*, 2021, vol. 14, no 1, pp. 253-269. Available at: [doi: 10.3390/en14010253](https://doi.org/10.3390/en14010253). (Accessed october 15, 2022).
- [7] Arabahmadi M., Banejad M., Dastfan A. Hybrid compensation method for traction power quality compensators in electrified railway power supply system. *Global Energy Interconnection*, 2021, vol. 5, no 2, pp. 158-168. Available at: [doi: 10.1016/j.gloi.2021.05.008](https://doi.org/10.1016/j.gloi.2021.05.008). (Accessed October 15, 2022).
- [8] Kostin M., Nikitenko A., Mishchenko T., Shumikhina L. Electrodynamics of Reactive Power in the Space of Inter-Substation Zones of AC Electrified Railway Line. *Energies*, 2021, vol. 14, no 12, pp. 3510-3528. Available at: [doi: 10.3390/en14123510](https://doi.org/10.3390/en14123510). (Accessed October 15, 2022).
- [9] Li G., Hu B., Shao C. Development of Cascade H Bridge SVG. In *2021 IEEE 16th Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, 2021, pp. 2053-2057. IEEE. Available at: [doi: 10.1109/ICIEA51171.2021.9686222](https://doi.org/10.1109/ICIEA51171.2021.9686222).

- [10.1109/ICIEA51954.2021.9516073](https://doi.org/10.1109/ICIEA51954.2021.9516073). (Accessed October 15, 2022).
- [10] Moore T., Schmid, F., Tricoli P. Voltage transient management for Alternating Current trains with vacuum circuit breakers. *IET Electrical Systems in Transportation*, 2021, vol. 12, no 1, pp. 1-14. Available at: [doi: 10.1049/els2.12034](https://doi.org/10.1049/els2.12034). (Accessed October 15, 2022).
- [11] Misra B., Tripathy P., Mohanty R., Sahoo S. R., Nayak, B. Performance Analysis of an Adaptive Hysteresis Band Current Controller based Active Power Filter. In *2022 Second International Conference on Advances in Electrical, Computing, Communication and Sustainable Technologies (ICAECT)*, 2021, pp. 1-4. Available at: [doi: 10.1109/ICAECT54875.2022.9807992](https://doi.org/10.1109/ICAECT54875.2022.9807992). (Accessed October 15, 2022).
- [12] Mariscotti A., Sandrolini L. Detection of harmonic overvoltage and resonance in AC railways using measured pantograph electrical quantities. *Energies*, 2021, vol. 14, no 18, pp. 5645. Available at: [doi: 10.3390/en14185645](https://doi.org/10.3390/en14185645). (Accessed October 15, 2022).
- [13] Lin J., Hu S., Li Y., Luo L., Zhang J., Cao Y., Gao B., Yu J., Zhou, F. A Novel Power Programming Strategy for Railway Power Regulation with Dynamic Exploration. *IEEE Transactions on Smart Grid*, 2022, vol. 13, no 4, pp. 2798. Available at: [doi: 10.1109/TSG.2022.3160500](https://doi.org/10.1109/TSG.2022.3160500). (Accessed October 15, 2022).
- [14] Simiyu P., Davidson I. E. MVDC railway traction power systems; state-of-the art, opportunities, and challenges. *Energies*, 2021, vol. 14, no 14, pp. 4156. Available at: [doi: 10.3390/en14144156](https://doi.org/10.3390/en14144156). (Accessed October 15, 2022).
- [15] Mohammed M. K., Mohamad Niyef S., Hamodat Z. SVC Based Smart Grid Management of Renewable Energy Resources. In *2022 International Congress on Human-Computer Interaction, Optimization and Robotic Applications (HORA)*, 2022, pp. 1-4. Available at: [doi: 10.1109/HORA55278.2022.9799953](https://doi.org/10.1109/HORA55278.2022.9799953). (Accessed October 15, 2022).
- [16] Ma Q., Wang H., Luo P., Peng Y., Li Q. Ultra-short-term Railway traction load prediction based on DWT-TCN-PSO_SVR combined model. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2022, vol. 135, pp. 107595. Available at: [doi: 10.1016/j.ijepes.2021.107595](https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2021.107595). (Accepted October 17, 2022).
- [17] Bellè A., Zeng Z., Duval C., Sango M., Barros A. Modeling and vulnerability analysis of interdependent railway and power networks: Application to British test systems. *Reliability Engineering & System Safety*, 2022, vol. 217, pp. 108091. Available at: [doi: 10.1016/j.ress.2021.108091](https://doi.org/10.1016/j.ress.2021.108091). (Accessed October 15, 2022).
- [18] Goolak S., Tkachenko V., Bureika G., Vaičiūnas G. Method of spectral analysis of traction current of AC electric locomotives. *Transport*, 2020, vol. 35, no 6, pp. 658-668. Available at: [doi: 10.3846/transport.2020.14242](https://doi.org/10.3846/transport.2020.14242). (Accessed October 17, 2022).
- [19] Nicolae P. M., Nicolae I. D., Nuca I., Nicolae, M. S. Determination of Electromagnetic Noise from a Power Supply Substation of Railway Traction Systems. In *2022 IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility & Signal/Power Integrity (EMCSI)*, 2022, pp. 619-624. IEEE. Available at: [doi: 10.1109/EMCSI39492.2022.9889567](https://doi.org/10.1109/EMCSI39492.2022.9889567). (Accessed October 20, 2022).
- [20] Usha S., Tiwari S., Kundu U. Robust speed control of inverter fed parallel connected induction motors for electric vehicle traction applications. *Materials Today: Proceedings*, 2022, vol. 66, no 3, pp. 975-981. Available at: [doi: 10.1016/j.matpr.2022.04.774](https://doi.org/10.1016/j.matpr.2022.04.774). (Accessed October 20, 2022).
- [21] Che Y., Wang X., Lv X., Lin H. Correlation analysis of traction load sequences based on optimal delay method. *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, 2022, vol. 142, pp. 108356. Available at: [doi: 10.1016/j.ijepes.2022.108356](https://doi.org/10.1016/j.ijepes.2022.108356). (Accessed October 20, 2022).
- [22] Liu W., Zhang J., Wang H., Wu T., Lou Y., Ye X. Modified AC/DC unified power flow and energy-saving evaluation for urban rail power supply system with energy feedback systems. *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 2022, vol. 70, no 10, pp. 9898-9909. Available at: [doi: 10.1109/TVT.2021.3104309](https://doi.org/10.1109/TVT.2021.3104309). (Accessed October 20, 2022).
- [23] Kaleybar H. J., Brenna M., Foiadelli F. Dual-loop generalized predictive control method for two-phase three-wire railway active power quality controller. *Transactions of the Institute of Measurement and Control*, 2021, vol. 43, no 1, pp. 88-101. Available at: [doi: 10.1177/0142331220932470](https://doi.org/10.1177/0142331220932470). (Accessed October 25, 2022).
- [24] Roudsari H. M., Jamali S., Jalilian A. Dynamic modeling, control design and stability analysis of railway active power quality conditioner. *Electric Power Systems Research*, 2018, vol. 160, pp. 71-88. Available at: [doi: 10.1016/j.epsr.2018.01.027](https://doi.org/10.1016/j.epsr.2018.01.027). (Accessed October 15, 2022).
- [25] Zarifyan A. A., Talakhadze N. V. Comparative research of electrical energy transformation processes in locomotive traction drives with asynchronous motors and series-wound brushed DC motors. In *Journal of Physics: Conference Series*, 2021, vol. 2131, no. 4, pp. 042079. IOP Publishing. Available at: [doi: 10.1088/1742-6596/2131/4/042079](https://doi.org/10.1088/1742-6596/2131/4/042079). (Accessed October 15, 2022).

[26]Iksar E., Nazirova Z. Improving the energy efficiency of traction motors taking into account the assessment of the thermal condition. *International Journal of Advanced Logistics, Transport and Engineering*, 2022, vol. 2, no. 2,

pp. 14-19. Available at: [doi: 10.52167/2790-5829-2022-2-2-14-19](https://doi.org/10.52167/2790-5829-2022-2-2-14-19). (Accessed October 15, 2022).

Information about authors



Goolak Sergey, candidate of technical sciences, Kiev Institute of Railway Transport of the State University of Infrastructure and Technology. Field of scientific interests – mathematical modeling of control systems for traction drives of electric locomotives. E-mail: goolak@gmail.com



Kyrychenko Mykhailo, candidate of technical sciences, Kyiv National University of Construction and Architecture. Field of scientific interests – mathematical modeling of thermodynamic processes. E-mail: kirichenkom@ukr.net



Tkachenko Victor, doctor of technical sciences, Kiev Institute of Railway Transport of the State University of Infrastructure and Technology. Field of scientific interests – increasing the energy efficiency of traction drives of electric locomotives. E-mail: v.p.tkachenko.detut@gmail.com



Kozlov Serhii, candidate of technical sciences, National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute». Field of scientific interests – increasing the efficiency of operation of electrical network facilities. E-mail: ksser300@gmail.com

Development of the Experimental Stand for Studying and Testing Digital Protection Terminals

Shabovta M., Besarab O., Plis V.

Odessa National Polytechnic University

Odessa, Ukraine

Abstract. However, the approach to designing laboratory stands for training students and electrical personnel on the specifics of using digital protections in most cases has remained the same, which does not allow for fully realizing their potential. The purpose of the work is to improve the quality of the knowledge and practical skills received by students in the work with digital protection blocks. To achieve the goal, a specialized laboratory stand for testing digital security terminals has been developed. The stand consists of a mathematical model of the protected object, implemented in the form of a computer program and hardware, which allows real-time conversion of changes in model mode parameters into physical signals transmitted to the digital protection device. The stand provides the terminal feedback with the model, which makes it possible to study the protection behavior in the characteristic operating modes of the protected element. The protection of the "line-transformer" block using the Siprotec 4 7SJ6 Siemens terminal is considered. It is possible to calculate the protection operation parameters, configure the digital protection device, and also check the correct operation of the protections by automatically simulating normal and emergency operation modes of the protected object. The software and hardware of the stand makes it easy to expand its capabilities by adding new models of power system objects and other digital protection devices. The equipment used in the developed stand does not require significant capital investments, which makes this approach accessible to higher educational institutions. **Keywords:** digital security terminal, experimental stand, crate system, analog-to-digital converter; digital-to-analogue converter.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.02>

UDC: 621.316.925.1

Dezvoltarea standului experimental pentru studierea și testarea terminalelor digitale de protecție

Șabovta M., Besarab O., Plis V.

Universitatea Politehnică Națională din Odesa

Odessa, Ucraina

Rezumat. Dezvoltarea tehnologiilor a contribuit la utilizarea pe scară largă a terminalelor digitale multifuncționale de protecție a reelelor la instalațiile de energie electrică. Cu toate acestea, abordarea proiectării standurilor pentru predarea studenților și personalului specificul utilizării protecțiilor digitale în majoritatea cazurilor a rămas aceeași, ceea ce nu le permite să-și dezvăluie pe deplin capacitățile largi. Scopul lucrării este de a îmbunătăți calitatea cunoștințelor și abilităților practice primite de studenți în lucrul cu blocuri de protecție digitală. Pentru a atinge scopul, a fost dezvoltat un banc de testare de laborator specializat pentru testarea unităților de protecție digitală. Urmând tendințele actuale, standul constă dintr-un model matematic al obiectului protejat implementat sub forma unui program de calculator și hardware, care permite conversia în timp real a modificărilor parametrilor modului model în semnale fizice, transmis către un dispozitiv digital real de securitate. Standul oferă un feedback al terminalului cu modelul, ceea ce face posibilă studierea comportamentului de protecție în modurile de funcționare caracteristice ale elementului protejat. Se are în vedere protecția unității „transformator de linie” folosind terminalul Siprotec 4 7RJ6 fabricat de Siemens. Este posibilă calcularea parametrilor de funcționare a protecției, configurarea dispozitivului digital de protecție folosind atât butoanele de control de pe panoul frontal, cât și software-ul specializat DIGSI 4, precum și verificarea funcționării corecte a protecțiilor prin simularea automată a modurilor normal și de urgență ale obiectului protejat. Software-ul și hardware-ul standului facilitează extinderea capacităților acestuia prin adăugarea de noi modele de obiecte ale sistemului de alimentare și alte dispozitive de protecție digitală.

Cuvinte-cheie: terminal de protecție digitală, stand experimental, convertor analog-digital; convertor digital-analogic.

Разработка экспериментального стенда для изучения и тестирования цифровых терминалов защиты

Шабовта М. Ю., Бесараб А. Н., Плис В. П.

Национальный университет "Одесская политехника"

Одесса, Украина

Аннотация. Благодаря развитию технологий на замену широко распространённым в электроэнергетике электромеханическим реле пришли многофункциональные цифровые терминалы релейной защиты. Однако подход к проектированию лабораторных стендов для обучения студентов и электротехнического персонала особенностям применения цифровых защит в большинстве случаев остался прежним, что не позволяет полноценно раскрыть их возможности. Целью работы является повышение уровня получаемых обучающимися современных знаний и практических навыков работы с цифровыми терминалами защит. Наиболее существенным результатом достижения цели является разработка специализированного лабораторного стенда для тестирования цифровых терминалов защиты. Следуя современным трендам, стенд состоит из математической модели объекта защиты, реализованной в виде алгоритма и программы для персонального компьютера, а также аппаратной части, позволяющей в режиме реального времени преобразовывать изменение параметров режима модели в физические сигналы, передаваемые на реальное устройство цифровой защиты. Стенд обеспечивает обратную связь терминала с информационной моделью, что позволяет провести исследование поведения защит в характерных для защищаемого элемента режимах работы. Рассмотрена защита блока «линия-трансформатор» с использованием терминала Siprotec 4 7SJ6 производства фирмы Siemens. Значимыми результатами для обучающегося является возможность рассчитать параметры срабатывания защит, произвести настройку цифрового устройства защиты, используя как органы ручного управления на передней панели, так и специализированное программное обеспечение DIGSI 4, а также проверить правильность работы защит путём автоматического моделирования нормальных и аварийных режимов работы защищаемого объекта. Программное и техническое обеспечение стенда позволяет легко расширять его возможности путём добавления новых моделей объектов энергосистемы и других устройств цифровой защиты. Важным является, что применяемое в разработанном стенде оборудование не требует значительных капитальных вложений, что делает данный подход доступным для высших учебных заведений и позволяет получить изделие с оптимальным соотношением стоимость–возможности.

Ключевые слова: цифровой терминал защиты, экспериментальный стенд, крейтовая система, аналого-цифровой преобразователь; цифро-аналоговый преобразователь.

INTRODUCTION

The knowledge of specialists to correctly calculate the parameters of protective relaying and automatics (PRA) to adjust the PRA devices increases the operation reliability and safety of the electric equipment service. It is therefore important still at the stage of study at a higher school not only to obtain theoretic knowledge but also practical skills of work with a modern equipment. To achieve this goal the laboratory stands are used.

Nowadays, microprocess protections are used mostly in the energy system. Functionality is their major advantage. A single device can fulfil the functions of the current, voltage, frequency, time relays and be integrated into the SCADA system (Supervisory Control And Data Acquisition); microprocess protections take a lesser place, they are characterized by a high flexibility and accuracy in measurements, automatic registering of emergency modes with their subsequent analysis [1, 2].

The devices of protective relaying are meant for protect various elements of the electric supply system, like the electric supply lines, motors, transformers, etc. Therefore, one possibility of a

modern laboratory stand the simulation of operation of these elements, which is achieved using the mathematic modeling.

Analysis of existing solutions

At CIS countries high schools, during the fulfilment of the laboratory works by the students, the outdated laboratory stands are used the ones primarily obtained in the 60th–80th years of the 20th century, or those manufactured by students or teachers using the equipment of electromagnetic or induction types, which ceased being used at plants [3, 4, 5, 6]. The latter fact interferes with the students' obtaining modern knowledges and competencies necessary for the work. Often, at a separate stand only one laboratory work is being fulfilled, which requires using rooms with large areas.

Modern industrial samples of the educational PRA stand [7, 8] are presented by constructions with several relays and a mimic diagram. Such kind of a scheme is shown in Fig. 1. These stands are multifunctional. A student is supposed to perform the work in two steps: first, calculation-theoretical, where he in the process of preparation to fulfil the task calculates the protection parameters

and, secondly, is a practical stage, which includes adjusting the stand for the work, for the protection of the necessary parameters of response and checking the correction of its work. The stand is applied with the instructional guidelines for the performance of possible laboratory works.



Fig. 1. NTTS-10.66 laboratory stand “Protection relaying in electric-supply systems”.

To be able to work with the microprocess terminals is an important skill for the modern specialist. This is why the educational stands that use the microprocess relay protection must be pointed out separately [9, 10]. The protection of this kind can be set far more parameters than, e.g., in electromechanical relays. The example of such a stand is shown in Fig. 2.

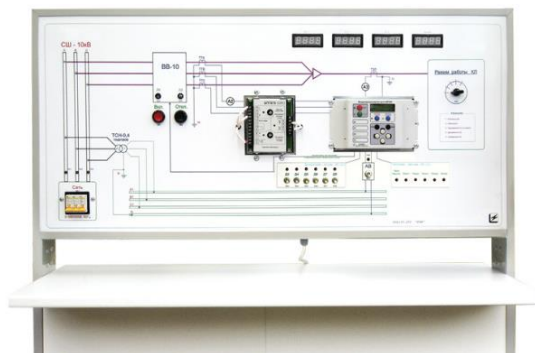


Fig. 2. NTTS-10.10.3 laboratory stand “Protection relaying and automation MP500”.

The above constructions of stands make it possible to learn how to use the equipment and check the correction of its operation. However, because of the construction peculiarities, it is impossible to reveal all resources of the microprocess terminals, as well as to ensure a sufficient flexibility during their modernization.

There are also virtual laboratory stands being developed using special software [11, 12, 13] such as MATLAB, LabView, Multisim, etc. The example of the virtual laboratory stand is shown in Fig. 3.

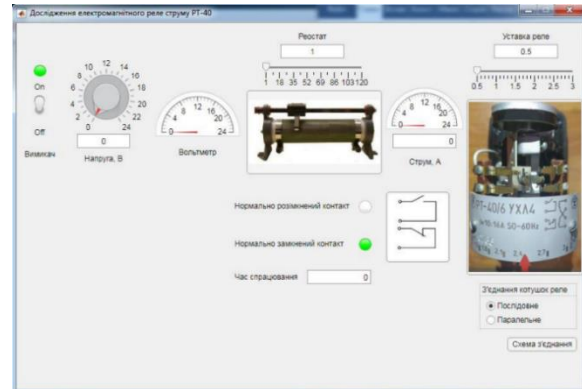


Fig. 3. Example of virtual laboratory stand for protection relaying and automation.

They are characterized by a high flexibility and possibilities to model various equipment paying only once for the software and a personal computer (PC).

The students work with files of the ready-assembled models of corresponding stands for each laboratory work. These stands gain from the economic view point and the quantity of laboratory works, which can be modeled, however in this case the students fail to obtain the working skills using a real equipment.

The combination of the above approaches are the education stands, where, first, the development and testing are performed of the computer model of power-system in the program, and then, using the devices for terminal operation testing, the real currents or voltages are supplied onto the device examined. For this, special program modules are used, which can be obtained coming with the testing device for checking the operation of terminals. The ‘RL-model’ is the example of such a model that can be obtained coming with a PETOM-61 device. It can simulate various kinds of short-circuits (SC), synchronous running and swaying, phase-failure (without SC), load step-like change. This module allows watching out for the process, which is preset in the RM-model and yield to PETOM the calculated currents, voltages and fix the states of digital inputs on the oscillogram [14]. The RL-model program window is shown in Fig. 4.

The program module ‘Generator of sequences’ allows creating several banks with possible transitions between them, which allows modeling more complicated states of a system, reveal not

only emergency, but pre- and after-emergency modes, the modes of transition of a single-phase into a two-phase SC and etc. This program module makes it possible to model the modes, close to real, because using the parameter setting of higher harmonics, it is possible to obtain the signal distortion. Thus, the microprocessor terminal potential can be disclosed more extensively, and the students can get the operation skills with real equipment.

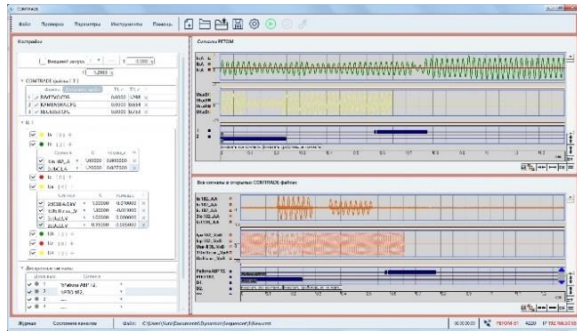


Fig. 4. Program window of RL-model.

To test the operability of protective relay devices without taking into account the reaction of the power system, tests can be carried out in an open circuit mode using hardware and software testing complexes (HSTC). An example of such a complex based on the Omicron SMS 356 device is shown in Figure 5.



Fig. 5. Apparatus-program test complex based on device CMC 356 of OMICRON company.

To test the relay protection devices in an open cycle the results of the autonomous modeling are preserved in a unified format of digital oscillograms COMTRADE and further they are formed into the analogue signals, using the DPTC, which are supplied to the inputs of the tested device in the real time mode.

The DPTC includes the PC, in which the energy-system model is realized or the generalized electric energy object (GEO) and software, monitoring the testing device and the modes of per-

forming the test. As the test devices, the micro-process device-program diagnostic complexes can be used, such as NPP 'Dinamika' of 'PETOM' type produced by OMICRON (based on CMC 356) (Fig. 5) or similar complexes of other producers [15].

A more effective method used for the development, testing and optimization of the secondary electric equipment, as well for the study of the modes of the energy system functioning during the transition or emergency modes, is a digital modeling of the energy system in real time with a physical connection of the relay protection systems to the model [16, 17].

A modern trend is the use of simulators RTDS (Real Time Digital Simulator) that allows combining real devices with a virtual model of environment of their operation and performing complex testing the PRA devices a valid feed-back and reaction on their state change [18, 19, 20]. These simulators can update the output data in the real-time mode, which means that all calculations necessary for the modeling of the circuit with the use of the Dommel algorithm [21], are fulfilled in real time, equal to or lesser than the time step of the modeling. Using the RTDS, it is possible to study the energy systems in static and dynamic modes, as well as to test the protection relaying devices, to create the solutions for improving the electric energy quality, to educate and train a personnel, etc. The RTDC example is shown in Fig. 6 [16].



Fig. 6. Apparatus-program test complex RTDS.

The device being tested accepts the modeling complex as a real medium and reacts on the processes that are very close to real, receiving an immediate response of the virtual power system being modeled on the impact produced. Due to this, the possibility appears to test the PRA device together with the model of the object protected, on which it will be mounted [22].

Recently, energy companies of many countries use the RTDS simulators more extensively. Over the past twenty years, the real time modeling ceased being the experimental technology to fulfill only the testing projects. It has become an everyday tool used for solving the most different practical problems by the energy companies [23, 24].

Real-time simulators enable the energy companies to reduce supplier risk during equipment installations, manufacturers to conduct comprehensive factory acceptance testing of devices, research institutes to test new algorithms and approaches throughout the development process, and consultants to provide greater depth of analysis than is possible with other tools.

The main RTDS simulators' advantages, the possibility of including the real equipment into the model of the power system being examined should be used.

The aim of the work

The aim of the work is to enhance the quality of the knowledge obtained and practical skills of work with protection digital terminals of the high schools' students and the production electrotechnical personnel, using the original affordable approach, based on modern tendencies, during the development of the experimental stands for the digital protection testing.

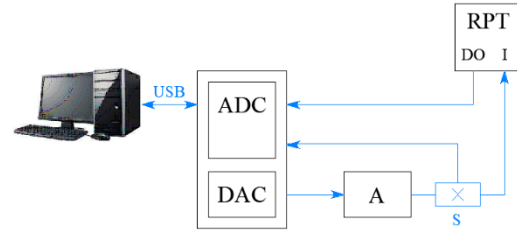
Experimental stand description

Regardless of the obvious advantages of the RTDS stimulators, their application in most project, science-research and educational organizations is problematic owing to their excessive cost.

A more available method for the stand realization to test the protection relaying terminals (PRT), a PC use is, combined with the analogue to digital and digital to analogue converters. A simplified structural scheme of this solution is shown in Fig. 7.

In the PC, the model of a protection element of the energy system is created, which allows obtaining current instantaneous values in the element phases in normal and emergency modes. The presence of the PRT reaction on the modeling modes and its velocity allow estimating of being correct or incorrect of the protection operation.

The calculation results of the of instantaneous current values in the model using an ADC and a signal amplifier are transmitted to the current inputs of the protective relays (I).



ADC – analog to digital converter; DAC – digital to analog converter; A – signal amplifier; S – Hall sensors; PRT – protection relaying terminal.

Fig. 7. Stand structural scheme.

The protection response is recorded using a signal from a configured discrete output of the unit (DO), which is transmitted to the ADC. The ADC also receives data from the measuring transducer (D), which monitors the instantaneous values of the current flowing through the protective relays.

The LTR11 and LTR34 boards of the LTR crate system by L-Card were used as ADC and DAC in this setup. LTR34 is a 16-bit, 8-channel DAC with a resolution of 16 bits, while LTR11 is a 14-bit, 32-channel ADC with a maximum sampling rate of 400.0 kHz. The crate is connected to a PC via a USB interface. The manufacturer provides libraries for accessing device functions in the C++ programming language.

The model used in the developed setup, described as an example, represents a section of a system consisting of a cable line (W) and a step-down transformer (T). The schematic diagram of the model is shown in Fig. 8.

Instantaneous current values in the phases can be calculated based on the previously calculated values of normal and emergency mode currents according to the expressions:

$$\begin{aligned} i_{L1} &= \sqrt{2}I_{L1}(\sin \omega t), \\ i_{L2} &= \sqrt{2}I_{L2}\left(\sin \omega t - \frac{2\pi}{3}\right), \\ i_{L3} &= \sqrt{2}I_{L3}\left(\sin \omega t + \frac{2\pi}{3}\right), \end{aligned} \quad (1)$$

where $i_{L1(L2,L3)}$ – instantaneous current values in the phases, A; $I_{L1(L2,L3)}$ – RMS current values, A; ω – angle frequency, corresponding to industrial frequency 50 Hz; t – current time, s.

In the same figure to the right of the diagram, the element parameters are shown for one of the task options. Based on this data, a student will be able to calculate the protection parameters.

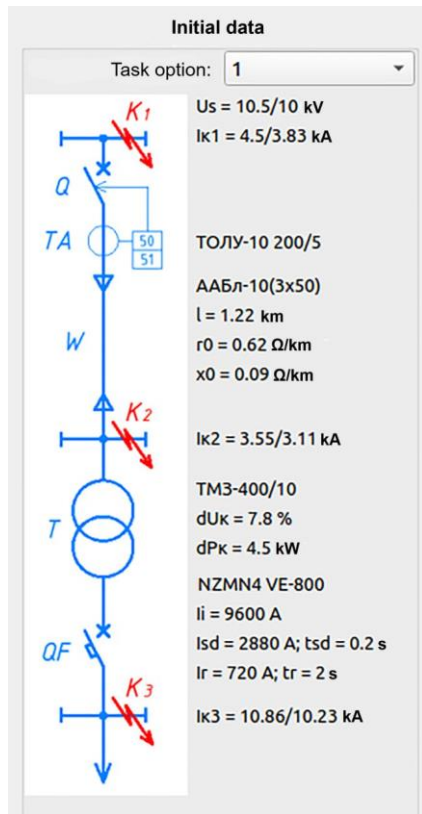


Fig. 8. Design scheme and parameter elements.

A two-stage current protection is applied as protection for these elements: short-circuit protection (ANSI code 50) and short-circuit protection with independent time delay (ANSI code 51) [25].

To check the accuracy of the protection trip parameters calculation and terminal setting, characteristic modes are simulated that allow assessing its sensitivity and selectivity. Each mode is divided into several stages of a certain duration.

The self-start load mode is designed to check for excessive protection tripping. The mode consists of 3 stages: 1) normal operation (phase currents equal to the nominal current of the automatic breaker QF , taking into account its connection to the side of the T transformer's LV; duration – 0.5 s); 2) remote three-phase short circuit in the 0.38 kV network (phase currents in the network are two times higher than the setting of the breaker's QF pickup current I_{sd} , the duration is determined by the time of the breaker's trip, taking into account its protective characteristic determined by the setting t_r); 3) normal operation (analogous to stage 1, the duration is determined taking into account the acceptable display of time-grid values on mode parameter change graphs and is less than 0.5 s). In the self-start mode, no protection tripping should be observed.

The minimum single-phase short circuit mode in phase "L1" at point K_3 is designed to check the

sensitivity and trip time of the second stage of the current protection. The mode consists of two stages: 1) normal operation (currents and duration are similar to the previous mode); 2) short circuit in point K_3 (currents in the phases correspond to a single-phase short circuit on the side of the power transformer's MV with consideration of its change in phase and magnitude when transitioning to the LV side; the duration is determined by the setting of the QF relay's t_{sd} and taking into account the selectivity stage of $dt = 0.5$ s). In this mode, the second stage of protection should trip within the time interval of $t_{sd} \dots t_{sd} + dt$.

The minimum two-phase short circuit mode in phases "L2" and "L3" at point K_2 is designed to check the sensitivity and trip time of the first stage of the current protection. The mode consists of two stages: 1) normal operation (the current and duration are similar to the previous mode); 2) a short circuit at point K_2 (the current in the phases corresponds to a two-phase short circuit on the high voltage side of the power transformer; the duration is 0.2 s). In this mode, the first stage of protection should trip in the time interval of 0.04 ... 0.2 s.

For clarity, table 1 shows the correct reaction of the protections for the modeled mode. The "+" sign corresponds to the trip of the protection, "-" to the non-trip.

Table 1

Correct reaction of protection stages			
№	Mode	50	51
1	Selfstart	–	–
2	SC in K_3	–	+
3	SC in K_2	+	–

The considered protections are implemented using the Siemens Siprotec 4 7SJ6 digital relay for protection of connections 6-35 kV.

The student can adjust the trigger parameters of the protections either through buttons on the device's front panel or with the help of specialized software DIGSI 4.

The VAC90.4 hi-fi amplifier (Fig. 9) is used as a signal amplifier from the DAC to transmit it to the current inputs of the relay, with a maximum output power of 2x300 W at a 4 Ohm load. To increase the current level to 150 A, taking into account the maximum multiplication of current transformers, matching transformers T1, T2 with transformation ratios 30/1 are used. Resistors R1, R2 (0.5 Ohm) are used to limit the current spikes of the transformers in the transition mode. Hall

sensors ACS758KCB-150B-PFF-T are used to measure the current supplied to the PRT input.

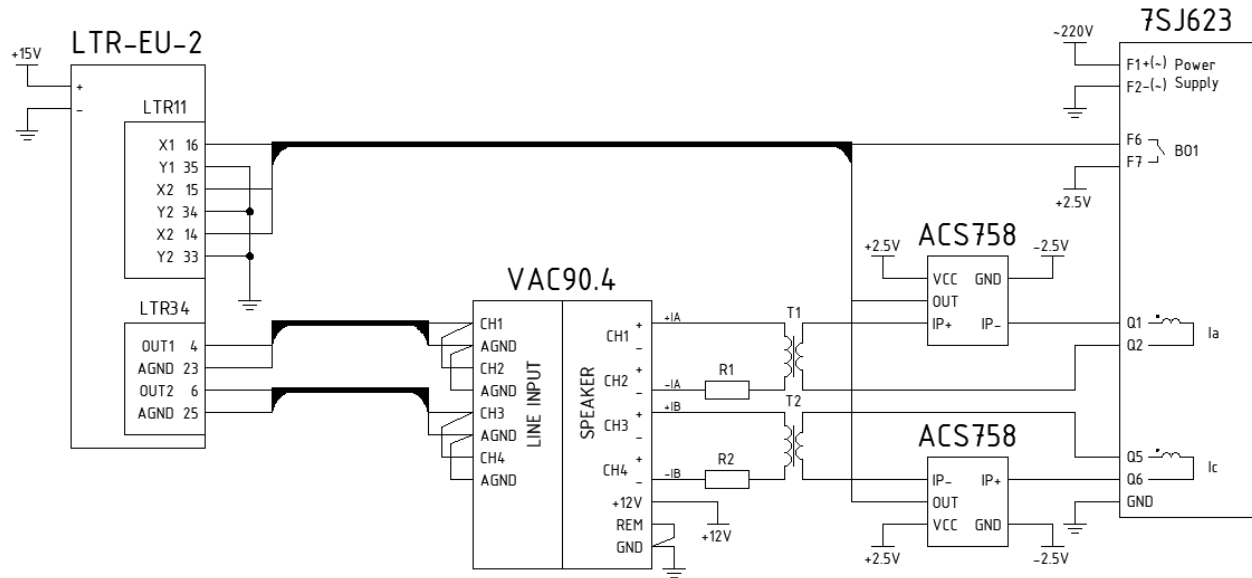
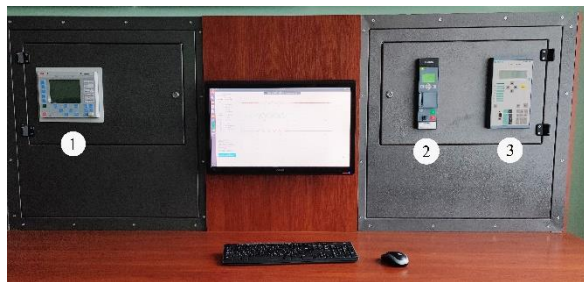


Fig. 9. Simplified principal scheme of stand.

The system model is implemented on a PC as a C++ language program using the cross-platform visual component library Qt in the Qt Creator development environment. The program allows for automatic sequential modeling of the previously considered modes of operation for a given user-defined variant number. During the modeling process, the program checks the proper functioning of the protections and outputs the corresponding service messages. For clarity, in real-time mode, the changes in primary and secondary currents in the "L1" and "L3" phases are displayed, as well as the state of the RPT output configured to close the contact when the current protections are triggered.

A workstation has been organized for working with the stand, presented in Fig. 10.



1 – REF630; 2 – Siprotec Compact 7SK80;
3 – Siprotec 4 7SJ6.

Fig. 10. General view of the stand.

At present, the following digital protection and automation devices have been integrated into the stand construction: Siprotec 4 7SJ6 – protection

for connections 6-35 kV (Siemens, Germany); Siprotec Compact 7SK80 – motor protection (Siemens, Germany); REF630 – protection for connections 6-35 kV (ABB, Switzerland). The possibility of integrating RPT of other types is provided.

The selection of the device under test is performed by the operator using a PC connected to the LTR system via USB interface.

Procedure for working with the test stand

Based on the data provided by the program, in accordance with the selected task option, the student selects the parameters for triggering a two-stage current protection with an independent triggering characteristic, which is installed on high-voltage switch Q (Fig. 8). The protection should also be checked for sensitivity and selectivity.

The calculation procedure for the described example is as follows.

Determination of the triggering parameters of the trip (first stage) [26]. To ensure selective work with the automatic switch QF, the trip triggering current is adjusted from the maximum short-circuit current on the low-voltage busbars of the substation transformer according to the following condition:

$$I_{sz}^I \geq K_{otl} \frac{I_{K2,max}^{(3)}}{K_T}, \quad (2)$$

where K_T is the transformation coefficient of the transformer T ; $I_{sc.max}^{(3)}$ is the maximum short-circuit current on the low voltage busbars of the transformer substation, A.

The sensitivity check of the trip is performed using the following formula:

$$K_f \geq \frac{K_{sch}^{(2)} I_{K2.min}^{(2)}}{K_{sch}^{(3)} I_{sz}^I}, \quad (3)$$

где $K_{sch}^{(2)}, K_{sch}^{(3)}$ – the coefficients of the schemes, for two-phase and three-phase short circuits respectively.

In the next step, the trip current of the maximum current protection (MCP) (second stage) is determined. Taking into account the spread of breaker parameters (25%), non-excited devices (5%), relay errors (5%) and current transformers (10%) the trip current of the protection is determined by the formula:

$$0.85 I_{sz}^{II} \geq 1.3 \frac{I_{sd.QF}}{K_T}. \quad (4)$$

Further, sensitivity testing of the overcurrent relay is carried out.

$$K_f \geq \frac{K_{sch}^{(1)} I_{K3.min}^{(1)}}{K_{sch}^{(3)} I_{sz}^{II} K_T}, \quad (5)$$

where $K_{sch}^{(1)}$ is the scheme coefficient for a single-phase short circuit.

The operation time of the overcurrent relay is determined using the formula:

$$t_{sz}^{II} \geq t_{sd.QF} + \Delta t, \quad (6)$$

where $t_{sd.QF}$ is the setting of the operation time of the automatic circuit breaker QF; Δt is the selectivity level.

The results of the calculations, as well as the current transformer transformation ratio, are entered into the protective relay inputs either directly from the terminal or using specialized software provided by the protective relay manufacturer (DIGSI 4).

To start the testing mode in the software, click on the corresponding button located in the lower left corner of the main program window.

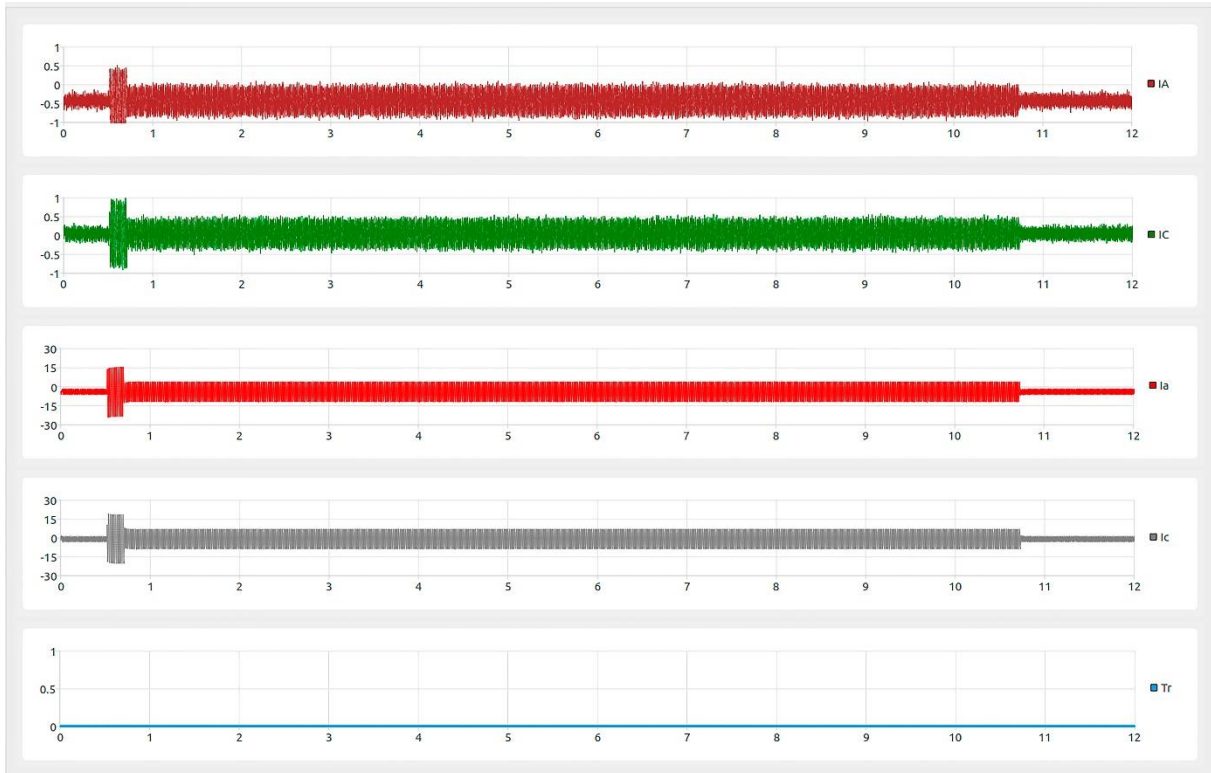


Fig. 11. Example of obtained results after starting modeling of self-starting mode.

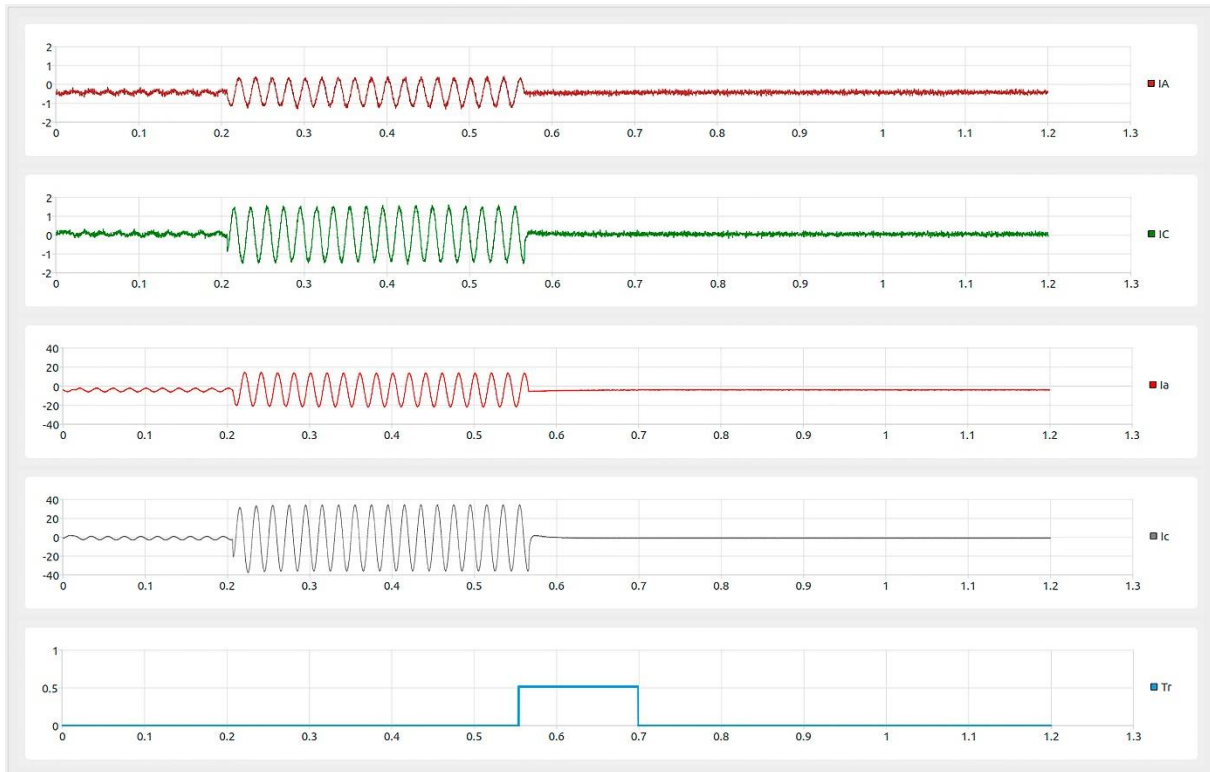


Fig. 12. Example of obtained results after starting modeling of SC mode in point K_3 .

For clarity, the testing results display curves of instantaneous values of primary and secondary currents in phases "L1" and "L3", as well as the status of the output terminal configured to close the trip circuit when the current protection is activated. Examples of the results display are shown in Figs. 11 and 12.

In case of incorrect operation of the protection, the simulation process is stopped and an error message with comments is displayed, allowing the user to identify and fix the cause of the malfunction.

CONCLUSIONS

The developed universal experimental stand allows testing real microprocessor-based protection relaying terminals in laboratory conditions, taking into account the specifics of the protected element. The testing is carried out by supplying the studied device with analog and digital signals corresponding to characteristic normal and emergency operating modes of protection objects. Due to the implementation of feedback, the stand allows for the automation of the protection testing process in typical operating modes of the object.

The stand allows for the acquisition of skills not only in calculating the triggering parameters of specific protection elements, but also in practical skills of setting up digital protection terminals

using specialized software, such as DIGSI from Siemens, SFT2841 from Schneider Electric, Connectivity Package from ABB, as well as using a modern human-machine interface (HMI).

The developed stand provides convenience in operation due to the use of a built-in database of element parameters (cable lines, transformers, etc.). The listed features of the stand allow it to be used not only in laboratory work, but also for improving the qualifications of electrical personnel.

The equipment used in the stand is more affordable compared to analogues, which allows for its widespread use in higher education institutions.

The software and equipment used make it easy to expand the capabilities of the stand by adding protection blocks from other manufacturers who can implement more complex protections (such as distance or differential), as well as creating new software models of protection objects (such as high-voltage asynchronous and synchronous electric motors, generators, three-winding transformers, power transmission lines, etc.).

References

- [1] Sychev A.V., Evminov L.I., Kurganov V.V., Guminskii A.N. K Voprosu o Proektirovanii i Ekspluatatsii Mikroprotssornykh Ustroystv Releinoi Zashchity [On the Issue of Design and

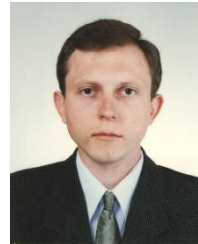
- Operation of Microprocessor Protection Relaying Devices]. *Vestnik Gomel'skogo Gosudarstvennogo Tekhnicheskogo Universiteta im. P.O. Sukhogo – Bulletin of GGTU Named After P.O. Sukhoi: Scientific and Practical Journal*, 2009, no. 4 (39), pp. 73-79. (In Russian).
- [2] Aibangbee J.O., Onohaebi S.O. Microprocessor-Based Protective Relays Applications in Nigeria Power System Protections. *International Journal of Engineering Trends and Technology*, 2015, vol. 26, no. 2. pp. 88-94. doi: 10.14445/22315381/ijett-v26p216.
 - [3] Listopad N.I., Zdorovtsev S.V., Kruglov I.G., Petrovich A.G. Funktsional'nye Vozmozhnosti Apparatno-Programmno Kompleksa dlya Uchebnykh Laboratornykh Praktikumov [Functionality of the Hardware and Software Complex for Laboratory Work]. *Problemy Fiziki, Matematiki i Tekhniki – Problems of Physics, Mathematics and Technics*, 2013, no. 2 (15), pp. 92-95. (In Russian).
 - [4] Pritchenko O.V., Kalinov A.P., Melnykov V.O., Skrypnikov O.V. Kontseptsia Pobudovy Malohabarytnykh Laboratornykh Stendiv [The Conception of the Small Laboratory Stands Construction]. *Elektromekhanichni i Enerhozberihaiuchi Sistemi – Electromechanical and Energy Saving Systems*, 2010, no. 2, pp. 56-61. (In Ukrainian).
 - [5] Mikhalev D.S., Shtrapein G.L. [Computerized Laboratory Stand for Studying Analog-to-Digital and Digital-to-Analog Converters]. *Mezhdunarodnyi Studencheskii Nauchnyi Vestnik*, 2017, no. 5. (In Russian). Available at: <https://eduherald.ru/ru/article/view?id=17502> (accessed 09.01.2023).
 - [6] Barzam A.B., Poyarkova T.M. *Laboratornye Raboty po Releinoi Zashchite i Avtomatike. Ucheb. Posobie dlya Energi. i Energostroitel'nykh Tekhnikumov* [Laboratory Work on Relay Protection and Automation. Textbook for Energy and Energy Construction Technical Schools]. – 2nd ed. reprint. and add. – Moscow, Energiya, 1976, 288 p. (In Russian).
 - [7] Releynaya Zashchita i avtomatizatsiya Elektroenergeticheskikh System [Relay Protection and Automation of Electric Power Systems]. Available at: <https://zarnitza.ru/catalog/elektrotehnika-i-energetika/releynaya-zashchita-i-avtomatizatsiya-elektroenergeticheskikh-sistem-s-generatorom/>. (Accessed 12.09.2022).
 - [8] NTTs-10.66.1 Sistemy Releinoi Zashchity i Avtomatiki [Protection Relaying and Automation Systems]. Available at: <https://ntpcentr.ru/catalog/elektroenergetika/ntc-10-66-1-sistemy-releynoi-zashchity-i-avtomatiki/>. (Accessed 16.09.2022).
 - [9] Tishechkin A.A., Sapozhnikova A.G. *Mikroprotsessornye Ustroistva Zashchity i Avtomatiki: Laboratornyi Praktikum dlya Studentov Energeticheskikh Spetsial'nostei* [Microprocessor Protection and Automation Devices: Laboratory Workshop for Students of Energy Specialties]. – Minsk, Belarusian National Technical University, 2016, 87 p. (In Russian).
 - [10] NTTs-10.10.3 Releynaya Zashchita i Avtomatika MR500 [Relay Protection and Automation MR500]. Available at: <https://ntpcentr.com/ru/catalog/elektroenergetika/ntts-10-10-3-releynaya-zashchita-i-avtomatika-mr500/>. (Accessed 16.09.2022).
 - [11] Trevis D., Kring D. *LabVIEW dlya Vsekh* [LabVIEW for everyone]. – Moscow, DMK Press, 2011, 880 p. (In Russian).
 - [12] Marchenko A.L., Osval'd S.V. *Laboratornyi Praktikum po Elektrotekhnike i Elektronike v Srede Multisim. Uchebnoe Posobie dlya Vuzov*. [Laboratory Workshop on Electrical Engineering and Electronics in the Environment Multisim. Textbook for Higher Education Institutions]. – Moscow, DMK Press, 2010, 448 p. (In Russian).
 - [13] NI Educational Laboratory Virtual Instrumentation Suite II Series (NI ELVIS II Series) User Manual. Available at: <http://www.ni.com/pdf/manuals/374629c.pdf>. (Accessed 20.08.2022)
 - [14] Retom-61. Rukovodstvo po Ekspluatatsii. Metodika Proverki. [Retom-61. Operation Manual. Verification Method]. Available at: <https://dynamics.com.ru/userfiles/file/support/retom-61.pdf>. (Accessed 24.10.2022).
 - [15] Retom-51. Protection Relaying and Automation Test System. Available at: <https://dynamics.com.ru/en/product/on/retom-51>. (Accessed 24.10.2022).
 - [16] Novash I.V. Modeling of Power Systems and Testing of Protection Relaying Devices in Real and Model Time. *Energetika. Proceedings of CIS Higher Education Institutions and Power Engineering Associations*, 2017, vol. 60, no. 3. pp. 198–210. doi: 10.21122/1029-7448-2017-60-3-198-210.
 - [17] Zakon'shek Ya., Slavutskii A.L. Tsifrovoe Modelirovanie Sovremennykh Energosistem v Nastoyashchem Vremeni [Digital Modeling of Modern Power Systems in Real Time]. *Releynaya Zashchita i Avtomatizatsiya – Protection Relaying and Automation*, 2012, no. 1 (6), pp. 66–72. (In Russian).
 - [18] Yang Z., Wang Y., Xing L., Yin B., Tao J. Protection Relaying Simulation and Testing of Online Setting Value Modification Based on RTDS. *IEEE Access*, 2020, vol. 8, pp. 4693–4699. Available at: <https://doi.org/10.1109/access.2019.2963228>. (Accessed 23.01.2023).
 - [19] Pinthurat W., Hredzak B. Strategy for Compensation of Unbalanced Powers in LV Residential Distribution Networks using

- Distributed Single-Phase Battery Systems. *Electric Power Systems Research*, 2022, vol. 211, p. 108253. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2022.108253>. (Accessed: 23.01.2023).
- [20] Zhou C., Fang C., Kandic M., Wang P., Kent K., Menzies D. Large-Scale Hybrid Real Time Simulation Modeling and Benchmark for Nelson River Multi-Infeed HVdc System. *Electric Power Systems Research*. 2021, vol. 197, p. 107294. Available at: <https://doi.org/10.1016/j.epsr.2021.107294>. (Accessed: 23.01.2023).
- [21] Dommel H. Digital Computer Solution of Electromagnetic Transients in Single-and Multiphase Networks, *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, 1969, vol. PAS-88, no. 4, pp. 388-399. doi: 10.1109/TPAS.1969.292459.
- [22] Mochalov D.O., Zakon'shek Ya.V., Shamis M.A. Kompleksy Modelirovaniya v Real'nom Vremeni dlya Sovremennykh Energosistem [Real-Time Simulation Complexes for Modern Power Systems]. *Releinyaya Zashchita i Avtomatizatsiya – Protection Relaying and Automation*, 2013, no. 1 (10), pp. 70-74. (In Russian).
- [23] Sidwall K., Shamis M.A. Ob Opyte Ispol'zovaniya Simulyatorov v Real'nom Vremeni Krupnymi Energokompaniyami [On the Experience of Using Real-Time Simulators by Large Energy Companies]. *EnergoStyle*, 2015, no. 3 (31), pp. 20–21. (In Russian).
- [24] Sidwall K., Forsyth P. A Review of Recent Best Practices in the Development of Real-Time Power System Simulators from a Simulator Manufacturer's Perspective. *Energies*, 2022, vol. 15, no. 3, 1111 p. doi: 10.3390/en15031111.
- [25] C37.2-2022 – IEEE Standard for Electrical Power System Device Function Numbers, Acronyms, and Contact Designations (Revision of IEEE Std C37.2-2008). *IEEE*, 2022, pp.1–63, doi: 10.1109/IEEESTD.2022.9984140.
- [26] Panchenko S.V., Blyndiuk V.S., Bazhenov V.M., Odhov M.M., Semenenko Yu.O. Releinyi Zakhyst i Avtomatyka: Navch. Posibnyk [Protection Relaying and Automation: Training. Manual]. – Kharkiv, UkrDUZT, 2020, 250 p. (In Ukrainian).

About authors.



Shabovta Mykhailo, PhD., Associate Professor, Department of the power supplying and energy management, Odessa National Polytechnic University.
E-mail: shabovta@op.edu.ua



Plis Valerii, senior lecturer of the Department of the power supplying and energy management, Odessa National Polytechnic University.
E-mail: plis.v.p@op.edu.ua



Besarab Oleksandr, PhD., Associate Professor, Head of the Department of the power supplying and energy management, Odessa National Polytechnic University.
E-mail: besarab@op.edu.ua

Inter-Object Navigation of Unmanned Aerial Vehicles to Increase the Efficiency and Accuracy of Inspection of Power Lines

Tymochko O.¹, Fustii V.², Kolesnyk G.¹, Olizarenko S.¹, Kalashnyk G.¹, Kulish R.¹, Tymoschuk O.³, Galinskji D.¹

¹Flight Academy of the National Aviation University
Kropyvnytskyi, Ukraine

²Kharkiv National Air Force University named after Ivan Kozhedub
Kharkiv, Ukraine

³State University of Infrastructure and Technology
Kyiv, Ukraine

Abstract. The purpose of the work is to improve the accuracy and efficiency of a power line section inspection for a fault detection using unmanned aerial vehicles. The goal was achieved by using a unified computing and measurement platform on multicopter and aircraft drones and by simplifying the interaction between them and by using the inter-object navigation sensors. The most significant results were the development of a method of route planning by drones over different parts of the power grid and a method of inter-object navigation. The drone route planning problem was represented by a multi-agent variation of the classical traveling salesman problem and was solved by the ant colony method. The method of inter-object navigation was distinguished by the representation of the power grid topology by high and low intensity graphs, involving a different number and types of drones in the inspection process. The application of the developed methods made it possible to increase the accuracy of power line inspections by 27-73%, and the efficiency by 2-8 times. Solving the problem of multi-criteria optimization of the drone team flight route planning made it possible to reduce the cost of monitoring critical infrastructure facilities while improving its efficiency and accuracy. Thus, the conducted research has shown the effectiveness of the proposed approach for the monitoring of power facilities, route selection, number and composition of search teams. The direction for further research is to improve the ant algorithm.

Keywords: power grid, navigation, unmanned aerial vehicle, accuracy, efficiency, monitoring, ant algorithm.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.03>

UDC: 623.746.-519: 621.315.17

Navigarea între obiecte a dronelor aeriene fără pilot pentru a crește eficiența și precizia inspecției liniilor electrice

Timocico O.¹, Fustii V.², Kolesnik G.¹, Olizarenko S.¹, Kalașnik G.¹, Kulîș R.¹, Tymošuk O.³, Galinski D.¹

¹Academia de zbor a Universității Naționale de Aviație, Kropivnytskyi, Ucraina

²Universitatea Națională a Forțelor Aeriene Ivan Kojedub Harkiv, Harkiv, Ucraina

³Universitatea de Stat de Infrastructură și Tehnologie, Kiev, Ucraina.

Rezumat. Scopul lucrării este de a crește precizia și eficiența inspecției unei secțiuni a rețelei electrice pentru a detecta o defecțiune folosind dronile aeriene fără pilot. Acest obiectiv este atins prin utilizarea unei platforme unificate de calcul și măsurare pe dronile aeriene care implementează diverse scheme de zbor - multicopter și aeronautice și simplificarea interacțiunii dintre ele. Mai mult, o creștere a eficienței detectării defecțiunii se realizează prin inspectarea simultană a diferitelor secțiuni ale rețelei de către mai multe diferite tipuri de dispozitive, iar o creștere a preciziei localizării defecțiunii se realizează prin utilizarea senzorilor de navigație între obiecte. Cele mai importante rezultate sunt elaborarea unei metode de planificare a rutei pentru survolarea diferitelor secțiuni ale rețelei electrice de către drone, ceea ce face posibilă creșterea eficienței inspecției prin prezentarea problemei de planificare a rutei ca o problemă clasică de vânzare în varianta multi - agent și rezolvarea variației revizuite prin metoda coloniei de furnici, și elaborarea unei metode de navigare inter-obiect care diferă în topologia descrierii rețelelor electrice cu grafice de intensitate mare și scăzută, implicarea în inspectarea diverse cantități și tipuri de drone fără pilot, ceea ce permite obținerea câștigului în precizia inspecției liniilor electrice cu 27-73% și eficiența inspecției rețelelor electrice de 2-8 ori. Semnificația rezultatelor obținute constă în rezolvarea problemei de optimizare multicriterială a planificării rutelor de zbor pentru un grup de drone fără pilot pentru monitorizarea obiectelor de infrastructură critică, ceea ce va reduce costurile de monitorizare sporind în același

timp eficiența și precizia acesteia.

Сувинте-чеие: rețea electrică, navigație, dronă aeriană fără pilot, precizie, eficiență, monitorizare, algoritm pentru colonii de furnici.

Межобъектная навигация беспилотных летательных аппаратов для повышения оперативности и точности инспектирования линий электропередач

Тимочко А.¹, Фустий В.², Колесник А.¹, Олизаренко С.¹, Калашник А.¹, Кулиш Р.¹, Тимошук Е.³, Галинский Д.¹

¹Летная академия Национального авиационного университета, Кропивницкий, Украина

²Харьковский национальный университет Воздушных Сил имени Ивана Кожедуба, Харьков, Украина

³Государственный университет инфраструктуры и технологий, Киев, Украина

Аннотация. Целью работы является повышение точности и оперативности инспектирования участка электросети для выявления неисправности с использованием беспилотных летательных аппаратов. Поставленная цель достигается путем использования унифицированной вычислительной и измерительной платформы на беспилотных летательных аппаратах, реализующих различные полетные схемы – мультикоптерную и самолетную, и упрощения взаимодействия между ними. Причем повышение оперативности обнаружения неисправности достигается путем одновременного инспектирования разных участков сети несколькими разнотипными аппаратами, а повышение точности локализации места неисправности – путем использования датчиков межобъектной навигации. В основу построения алгоритма оценки вектора состояния беспилотного аппарата положены результаты объединения информации об измерении и моделирования. Наиболее важными результатами являются разработка метода планирования маршрута облета беспилотными аппаратами разных участков электросети, что позволяет повысить оперативность инспектирования за счет представления задачи планирования маршрута как классической задачи коммивояжера ее многоагентным вариантом и решения рассмотренной вариации методом муравьиных колоний, и разработка метода межобъектной навигации, который отличается описанием топологии электросетей графами высокой и низкой интенсивности, привлечением к инспектированию различного количества и типов беспилотных летательных аппаратов, что позволяет получить выигрыш в точности инспектирования линий электропередач на 27-73% и оперативности инспектирования электросетей в 2-8 раз. Значимость полученных результатов состоит в решении задачи многокритериальной оптимизации планирования маршрута полета группы беспилотных летательных аппаратов для мониторинга объектов критической инфраструктуры, что позволит снизить затраты на мониторинг, одновременно повысив его оперативность и точность. Таким образом, проведенные исследования показали эффективность предложенного подхода для мониторинга объектов электроэнергетики, подбора маршрута, численности и состава групп поиска, что позволит создать действенную систему мониторинга за состоянием объектов наблюдения.

Ключевые слова: электросеть, навигация, беспилотный летательный аппарат, точность, оперативность, мониторинг, муравьиный алгоритм.

INTRODUCTION

The development of modern civilization has entered the phase of smart cities construction. Their elaboration requires integration and the best usage in practice of several intellectual solutions in various regions. In this context, recently the studies of ‘smart’ power grids were carried out. This advanced generation of the energy systems must maintain the optimum output throughout all the cycle stages, including energy consumption and energy transmission.

Rapid economic development of territories and urbanization have led to an abnormal increase in demand for electricity consumption, which requires a high level of electrical supply reliability. High-voltage power transmission lines, as the connecting element between production and consumption nodes, play an important role in the overall performance of the electrical grid.

Most of the high-voltage transmission lines, for reasons of environmental protection, safety, cost savings in construction, etc., are located far from main roads, production, and residential centers. Therefore, the search for more efficient and cost-effective ways of inspecting transmission lines is one of the most important stages in electricity management.

To check electrical equipment, pedestrian patrols or helicopter surveys are usually carried out [1, 2, 3]. The first method is quite slow and mainly ineffective. Helicopter inspections are much faster. However, since they cannot hover at a short distance from energy systems, it is quite problematic to get reliable measurements visually or with other sensors.

The rapid development of automation and artificial intelligence technologies in recent years has highlighted the inspection of transmission lines with unmanned aerial vehicles (UAVs) as a viable alternative method [4, 5].

Power lines are extensively inspected using UAVs in China. In the provinces of Shandong and Ganzhou, intelligent control systems based on small drones equipped with HD cameras and infrared thermal imaging are successfully applied to 220 kV and 500 kV transmission lines [6].

To maintain optimal power network performance, it is necessary to reduce the time it takes to detect and repair faults on the network. Known power line inspection methods can be replaced or improved with the use of recent advances in science and technology. With this goal in mind, it is proposed to investigate the construction of a UAV-based robot for monitoring conditions and, if possible, carrying out some urgent maintenance procedures on various components of energy systems.

The aim of the article is to increase the accuracy and speed of inspecting a power network section to detect faults using UAVs.

We will consider existing approaches to solving similar problems.

PUBLISHED LITERATURE ANALYSIS

In most of the analyzed studies [7-11], the UAVs are only considered as an element of the system for checking the state of high-voltage transmission lines. If any defects are detected in them, no technical maintenance scenario is carried out.

Attempts have been made to determine the mission of the drone to improve its planning efficiency and pre-model the inspection [12].

Primitive methods of digital image processing are used to locate the connections of transmission lines: background subtraction and morphological operations. However, this method is considered unstable when consecutive images of the same scene from different scales or orientations are captured [7].

The Kalman filter and the Hough transform are used to track the state of transmission lines based on the flow of the video stream [9]

Acceptable results were obtained in the study of the state of power grids using a multi-channel ground-matching BPL system relying on a laser radar [10].

When moving along cables to read the state of electrical components from close range and achieve the required maintenance quality, an alpine robot [13] is proposed. However, this type of platform is slow and has many mechanical difficulties when moving along lines located in the forest.

Recently, a hybrid alpine-flying robot has been proposed, which combines the advantages of UAV and ROW robots on one platform [14].

The verification of power transmission lines usually takes place in two stages: data collection and fault detection. The key direction of the research is the automation of the verification process. It is also carried out in two ways - a) selection of the type of robotic platform and b) development and modification of computer vision algorithms.

During autonomous data collection, computer vision methods and technical means were studied on unmanned aerial vehicles (UAVs) and remotely piloted vehicles for visual inspection [15], tracking power transmission lines [16], electrical masts [17], [18], and obstacle detection [19].

At the second stage, faults in the power line infrastructure [20] are usually detected at the base station using automation tools, specifically in electrical wires [21], supports [22], insulators, conductors, clamps, etc.

Currently, research on detecting power transmission lines themselves to identify sags and proximity to vegetation or man-made constructions is relevant. The image pre-processing strategy is to detect line candidates and segments search, which form the electric transmission lines' parts [22], [23]. Some researchers have also focused on detecting and segmenting electrical poles on images [16] [17], [22], [23]. Similarly to the detection of the electric transmission lines, the pre-processing stage in this case usually includes the determining of location of line sections on the image.

Therefore, the analysis conducted suggests the feasibility of using unmanned aerial vehicles to solve specific tasks in the energy sector. The unresolved issues remain the inter-object navigation of a group of unmanned aerial vehicles inspecting power lines to achieve the required speed and accuracy of the procedures.

METHODS, RESULTS, AND DISCUSSION

Universal Computational Platform for Unmanned Aerial Vehicle

In any sufficiently developed electrical grid, there are extended stretches between base stations that sometimes reach hundreds of kilometers (Fig. 1). For automated inspection, a universal platform is proposed where all measurements and calculations are performed. The UAV is proposed to be implemented on two different flight schemes - multicopter and aircraft. This will allow for efficient inspection of fundamentally different parts of electrical grids. For long stretches of the network, the aircraft-type UAV is applicable due to its advantage in flight range without recharging. Short network sections and sections with complex interchanges and obstacles are proposed to be checked using multicopter UAVs due to their maneuverability advantage. The use of a group of UAVs allows for simultaneous inspection of various parts of the power grid. Accordingly, it is possible to find the number of UAVs (or kilometers of power line per UAV) that will allow for the most efficient detection of faults in a given area. To increase the accuracy of fault localization, a method described in [25] is proposed.

Navigation tasks are solved using a visual-inertial navigation system (VINS) [26], and UAV control is based on the PX4 autopilot [27].

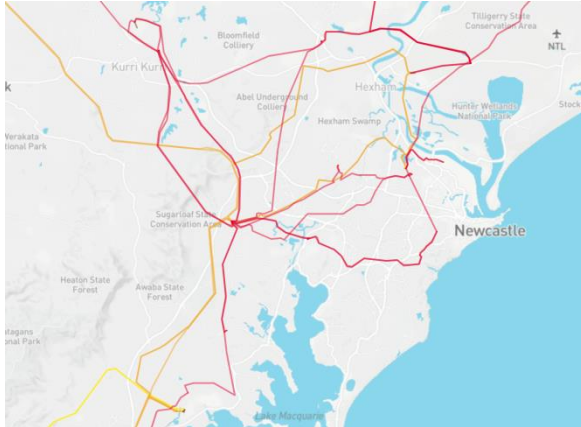


Fig. 1. An example of transmission line infrastructure in Newcastle, Australia.

The PX4 hardware consists of an STM32 H7 MCU and a combined accelerometer and gyroscope IMU BMI088 with an 8GB memory card for logging. The IMU sensor is responsible for low-level position control and sending inertial sensor data to the high-level navigation block. This block, performing localization, planning, high-level control, and other navigation functions, requires sufficient computing power.

In the proposed platform, the NVIDIA Xavier NX is used - a powerful computer for embedded and peripheral systems with a six-core processor, a 384-core graphics processor, and 8 GB of RAM (Fig. 2). In

experiments, except for multi-view video, the load on the processor and graphics processor was less than 40%. That is, there are significant computational reserves for additional potential use.



Fig. 2. External view of the hardware of the proposed UAV control system.

The Intel Realsense D430 camera [28] outputs depth images for mapping and gray-scale stereo images for localization. The UWB module is a Nooploop LTPS with a DW1000 radio chip inside, which allows for the use of the UAV inter-object navigation method described in [25]. The functional diagram of the proposed UAV is shown in Fig. 3.

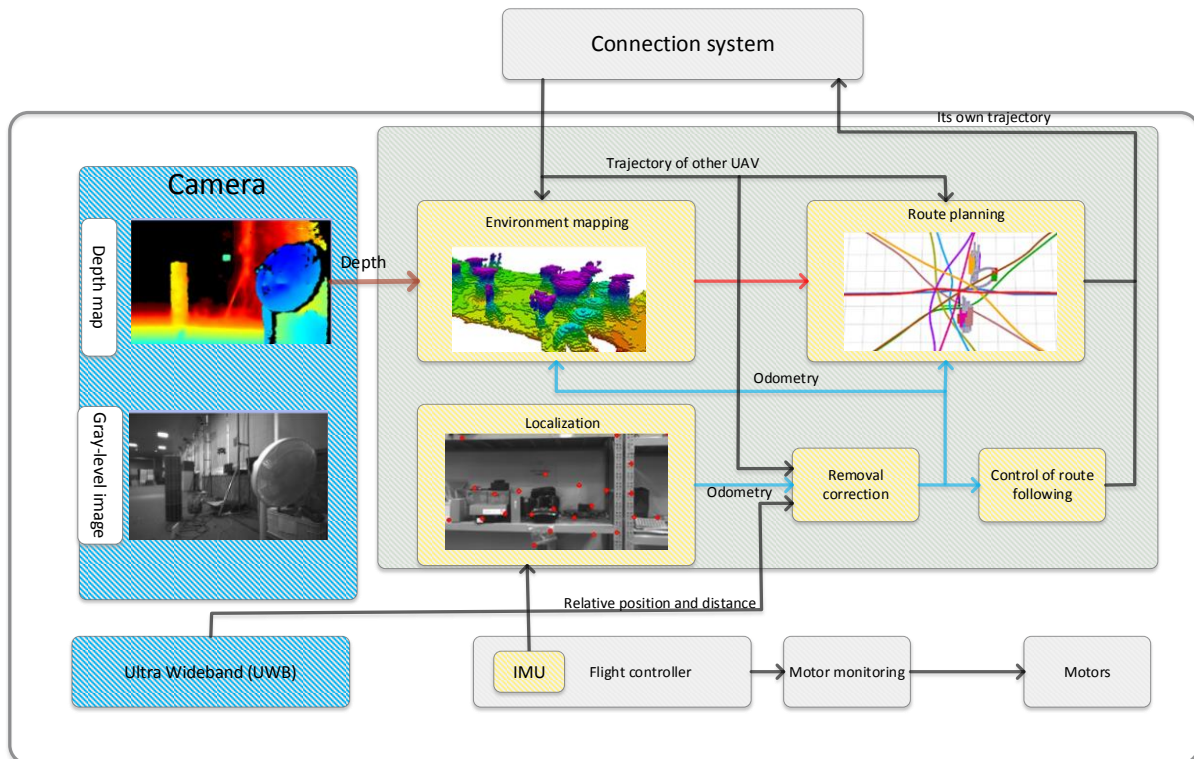


Fig. 3. Functional diagram of the proposed UAV.

Inter-object navigation and the traveling salesman multi-agent task.

Traditionally, the UAV navigation system

consists of a satellite navigation module, inertial measurement systems (accelerometer, gyroscope), barometer, and magnetometer. In recent years, SLAM

(simultaneous localization and mapping) technologies, which use stereo cameras or a depth scanner and camera to build a model of the environment and determine their own location, are increasingly being used.

As an additional source of navigation information, we propose using UWB transceiver modules. The principle of this system is described in [25] based on [29-32].

With this set of modules, information exchange between UAVs is possible and the relative location can be determined with high accuracy. The location determination error is significantly less than in other navigation methods and does not exceed tens of centimeters.

But with this method, only the relative position can be determined. However, the known position of the UAV relative to the global navigation system and inertial sensors, using the Kalman's filter, allows us to compare the information and increase its accuracy [33]. Let's imagine the UAV's position estimate as:

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} p \\ s \end{bmatrix};$$

$$\mathbf{x}' = \mathbf{F}\mathbf{x}_{k-1} + \mathbf{B}\boldsymbol{\mu}_{k-1} + \nu, \quad (1)$$

where $\mathbf{x}'$ is the predicted state of the system;

p is the position of the UAV;

s – is the velocity;

$\mathbf{F}$ is the transition matrix;

$\mathbf{B}$ is the control matrix;

$\boldsymbol{\mu}_{k-1}$ is the monitoring vector at the previous moment of time;

ν is the process noise.

The transition matrix $\mathbf{F}$ is necessary to map the traffic model to the object. Suppose there is a model that provides the position and velocity of an unaccelerated object. Then the new value of x and p over time Δt is calculated as:

$$s' = s;$$

$$p' = p + s\Delta t. \quad (2)$$

Then matrix $\mathbf{F}$ will look like as follows:

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} 1 & \Delta \\ 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (3)$$

The control matrix $\mathbf{B}$ describes the changes in the state of an object through the influence of external or internal forces, such as gravity or friction.

Now let's consider the equation for extrapolating the error covariance matrix:

$$\mathbf{P}' = \mathbf{F}\mathbf{P}_{k-1}\mathbf{F}^T + \mathbf{Q}, \quad (4)$$

where $\mathbf{F}^T$ is the transposed matrix of transition;

$\mathbf{Q}$ is the noise matrix.

Suppose the object changes direction of motion or may accelerate or decelerate. Therefore, after time Δt the uncertainty will increase by $\mathbf{Q}$.

Let's consider the step of updating the value of the UAV position. Let's start by describing the difference between the measured value and the predicted state value:

$$y = z - \mathbf{H}\mathbf{x}', \quad (5)$$

where z is the actual measurement value;

$\mathbf{H}$ is the transition matrix;

$\mathbf{x}'$ is the predicted state value.

Matrix $\mathbf{H}$ is also known as the transition matrix. It can be used to discard unnecessary information from the predicted state value. Technically, $\mathbf{H}$ performs the same job as $\mathbf{F}$ in the extrapolation step.

Let's find the common error in determining the system state:

$$\mathbf{S} = \mathbf{H}\mathbf{P}'\mathbf{H}^T + \mathbf{R},$$

$$\mathbf{K} = \mathbf{P}'\mathbf{H}^T\mathbf{S}^{-1}, \quad (6)$$

where $\mathbf{R}$ is the noise measurement;

$\mathbf{K}$ is the Kalman gain coefficient.

Values of the Kalman gain coefficient are in the range from 0 to 1. If the error in measurement is large, the value of the coefficient is closer to 0. This means that the extrapolated value is closer to the real value than the measured one. If the error in extrapolation is large, the value of the coefficient is closer to 1, i.e., the measured value is closer to the real value than the extrapolated value.

We shall obtain the aposteriori estimates of the state vector and the error covariance matrix:

$$\mathbf{x} = \mathbf{x}' + \mathbf{K}y;$$

$$\mathbf{P} = (\mathbf{I} - \mathbf{K}\mathbf{H})\mathbf{P}'. \quad (7)$$

The algorithm described above allows estimating the UAV vector based on the results of combining information on measurements and modeling results.

The choice of the navigation information source determines a different measurement error matrix $\mathbf{R}$. This ultimately allows for a gain in measurement accuracy by combining heterogeneous observations.

The improvement of the efficiency of inspection of different parts of the power grid is achieved by using multiple UAVs. To solve the route planning problem for the UAVs, we will represent the power grid as a weighted graph (Fig. 4). Assuming that the arc weight includes the distance between the nodes of the power grid. Then the route planning problem becomes a classic traveling salesman problem with its multi-agent variant.

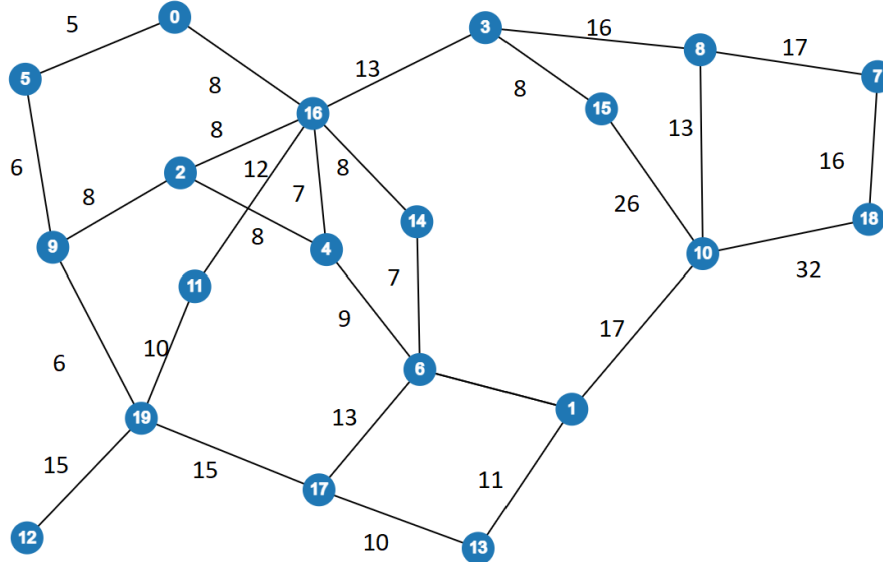


Fig. 4. Image of the power supply system in the form of a weighted graph.

As a solution option, let's consider the variation of the ant colony method for the multi-agent case [34]. According to the rule of the ant colony method, the amount of pheromone deposited on the edges of the graph, the edges selected by each ant on its path, and the rate of evaporation of pheromone on each edge are determined. An ant k located in node i decides to move to node j using the "pseudo-random proportional rule"

$$j = \begin{cases} \arg \max_{l \in N_i} \left((\tau_{i,l})^\alpha (\eta_{i,l})^\beta \right), & \text{если } q \leq q_0; \\ J, & \end{cases} \quad (8)$$

where α is the parameter monitoring $\tau_{i,j}$ effect $\tau_{i,j}$;

$\tau_{i,j}$ is pheromone amount, on (i, j) arc;

$\eta_{i,l}$ is arc reachability (i, j) , which is calculated as the inverse arc weight value $1/w_{i,l}$;

β is the parameter, monitoring $\eta_{i,l}$ effect;

q is the random variable with uniform law of distribution on section $[0,1]$;

q_0 is the parameter q initial value;

J is the random node, selected according to the distribution law (9);

N_i – set of neighboring nodes of i node.

Probability $p_{i,j}$ that the ant located in node i , occasionally decided to move to node j is

$$p_{i,j} = \frac{(\tau_{i,l})^\alpha (\eta_{i,l})^\beta}{\sum_j (\tau_{i,l})^\alpha (\eta_{i,l})^\beta}. \quad (9)$$

From the analysis of formula (8), it follows that the ant makes the best possible move (marked by a

large amount of pheromone) with probability q_0 . And it makes a random choice of a suboptimal arc with probability $(1 - q_0)$. If $q_0 = 0$, it means that the focus is on searching for the best solution, avoiding convergence to the suboptimal as much as possible. Therefore, only probability (9) should be used to determine the next transition in the proposed approach.

The best solutions should be marked by a large amount of pheromone along the path. Therefore, when t_k determines a new path V_k with cost L_k , the ant will increase the strength of the pheromone on each edge of the tour by a value inversely proportional to the cost of the path:

$$\Delta\tau_{i,j}^k = \begin{cases} 1/L_k & \text{if arc } (i, j) \text{ belongs to} \\ & \text{the way found } V_k; \\ 0, & \end{cases} \quad (10)$$

where L_k – cost of k path.

When an ant travels along a given path at a constant speed, it takes time proportional to the distance traveled. Pheromones are volatile substances. It will take the ant longer to travel a longer distance. Consequently, over a longer time, more pheromones will evaporate, implying better solutions that will be discovered in the future. It's evident that incorporating pheromone evaporation into the model can be useful for solving the traveling salesman problem. The path (arc) traveled by the ant is marked with pheromones. The update will also consider pheromone evaporation. The change in the amount of pheromones is taken into account as follows:

$$\Delta\tau_{i,j}^k = (1 - \rho)\tau_{i,j} + \rho\Delta\tau_{i,j}^k, \quad (11)$$

where ρ is the pheromone evaporation level,

$0 \leq \rho < 1$.

For the probabilistic determination of the next step of the ants, formula (9) is used. Therefore, the arc with the highest pheromone content is chosen, i.e., the probability of exploring other paths is low. The solution consists in reducing the pheromone content on the arcs selected by the ants, i.e., applying a local evaporation process. This makes them less interesting for the ant, increasing the degree of exploration of still unselected arcs. Each time an ant crosses an arc, it uses local evaporation, updating the pheromone as follows:

$$\tau_{i,j} = (1 - \xi) \tau_{i,j} + \xi \tau_0, \quad (12)$$

where ξ is the local level of pheromone evaporation, $0 \leq \xi < 1$,

τ_0 is the initial pheromone amount on each arc.

A good heuristic for initializing the pheromone trails is to set them to a value slightly higher than the amount of pheromone deposited by ants in one iteration. To approximate this value, we need to tune $\tau_0 = 1/(nC)$, where n is the number of nodes and C is the cost of the path. Thus, if w_{avg} is the average edge cost, then it can be set to $C = nw_{avg}$. To monitor the impact of evaporation on the solutions, a pheromone update scheme that does not include evaporation is also considered. In this case, equations (11) and (12) are replaced with

$$\tau_{i,j} = \tau_{i,j} + \Delta \tau_{i,j}^k. \quad (13)$$

Then the influence of local evaporation rate of

Table 1. Accuracy of determining the UAV's own coordinates from the number of them in the navigation system's zone of action.

N_{uav}	σ_{GPS} , m	$\sigma_{Prop MIN}$, m	$\sigma_{Prop MAX}$, m
1	12,82	9,5923	10,7954
2	11,98	6,9251	7,8536
3	13,05	4,8961	6,0487
4	12,54	3,6528	5,2387

The analysis of the simulation results showed that with an increase in the number of sensors in the navigation system, the accuracy of determining the UAV's own coordinates increases.

The root mean square deviation of the measured position of the UAV from the true one at the minimum distance between the agents decreases. Thus, when using two agents, the RMSD of the measured position of the UAV from the true one at the minimum distance between them decreases by 1.39 times, three UAVs - by 1.96 times, four UAVs - by 2.63 times.

With the maximum distance between navigation system agents, the standard deviation of their coordinates decreases by 1.37, 1.78, and 2.06 times, respectively, for the same number of UAVs.

pheromones is excluded and the amount of pheromones is determined according to equation (10).

Modeling the process of monitoring a group of unmanned aerial vehicles for object search

The accuracy of fault localization in the power supply system depends on the accuracy of determining the UAV's own coordinates. Taking into account the obtained information on the location of the UAV relative to other agents in the proposed inter-object navigation system significantly increases the accuracy of coordinate determination [25].

Modeling this navigation method was carried out with several restrictions:

- the proposed navigation system includes up to four UAVs or stationary sensors;
- the effect of electromagnetic radiation on the stability of the systems was not taken into account;
- the technical specifications of the proposed navigation system correspond to the values claimed by the equipment manufacturer.

In order to obtain reliable results, 100 experiments were conducted with different numbers of UAVs (from 1 to 4) in the navigation system. Their locations relative to each other were selected randomly.

The results of the modeling in Matlab using the Navigation Toolbox are presented in Table 1. In the columns of the table are reflected: N_{uav} – the number of UAV navigation systems; σ_{GPS} – the root mean square deviation (RMSD) of the measured position of the UAV from the true one; $\sigma_{Prop MIN}$ – RMSD of the measured position of the UAV from the true one at the minimum distance between the agents; $\sigma_{Prop MAX}$ – RMSD of the measured position of the UAV from the true one at the maximum distance between the agents.

That is, as the number of UAVs in the navigation system increases, the accuracy of determining their coordinates increases. This allows for more accurate localization of faults in the power system.

It is obvious that the growth in the number of drones improves the efficiency of power line inspection. Additionally, the efficiency of inspection is influenced by the topology of the energy system itself, the degree of connectivity of the graph describing the power system, the ratio of the number of short and long sections of the network, and the overall length of the power transmission lines.

In general, it is difficult to estimate the efficiency of power line inspection. Therefore, for mathematical modeling, the representation of the power grid as a

weighted graph is adequate. The specifics of its application have predetermined the characteristics of defining a weakly and strongly connected graph, which differs from the classical one.

We will call a graph weakly connected if the average number of arcs attached to one vertex is $\chi_{avg} \leq 3$.

Table 2. Inspection efficiency of the electrical network with different number of UAVs and graph connectivity degree.

Connectivity degree	UAV used during inspection			
	1	2	4	8
Strong	1	0,54	0,29	0,16
Weak	1	0,72	0,35	0,19

In a strongly connected network, increasing the number of UAVs used for inspection sharply reduces the inspection time. Thus, the second UAV used effectively reduces the inspection time by two; four UAVs reduce it by three times, and eight UAVs reduce it by 6.25 times.

For a weakly connected network, the observed dynamics are the same. Only at the initial stage is the reduction in inspection time less noticeable: for two UAVs it is reduced by 1.38 times; for four UAVs by 2.86 times; and for eight UAVs by 5.26 times.

The presence of 10 or more UAVs in the navigation system makes it possible to carry out an inspection equally efficiently for both highly and weakly connected power grids. The increase in the number of UAVs will only be determined by economic feasibility and the configuration of the power grid.

We introduce the ratio η - the number of short

Based on the results of modeling, the assessment of the efficiency of inspecting the main varieties of schemes is presented in Table 2. The data in the table are normalized, and the inspection time by one UAV is taken to be one unit.

sections of the power grid to the total number of all sections (network topology): low ($\eta \leq 0,33$), medium ($0,33 < \eta \leq 0,66$), and high ($\eta > 0,66$).

During mathematical modeling, the following assumptions will be made:

1. A single sweep is carried out only by a multi-copter UAV.

2. In a multi-agent system, long sections of the power grid use aircraft-type UAVs, while short sections use multi-copter UAVs.

3. The cruising speed of the aircraft-type UAV is 2 times higher than speed of the multi-copter device.

The results of modeling the inspection efficiency of the power system with different network topologies and different numbers of UAVs involved are shown in Table 3. The data is normalized, and the inspection time of one UAV is taken as one unit.

Table 3. Inspection efficiency of the power grid with different ratios of the number of short sections to the total number of all sections of the energy system and different numbers of UAVs.

η	UAV used during inspection			
	1	2	4	8
Low	1	0,42	0,22	0,12
Average	1	0,56	0,28	0,15
High	1	0,67	0,36	0,21

The operational efficiency of inspecting the power grid is at a maximum when the low topology network is inspected. Increasing the number of UAVs used for monitoring leads to a significant reduction in inspection time. The topology of the power grid only significantly affects this indicator when 2-4 UAVs are used. Further increases in inspecting UAVs do not make a noticeable difference in the ratio of short segments of the power grid to the total number of all segments. The presence of more than 10 UAVs in the navigation system allows for equally efficient inspection of the power grids of different topologies.

Thus, from the analysis of the simulation results it follows:

- The proposed inter-object navigation approach increases the accuracy of inspecting power transmission lines from 27% to 73% depending on the number of UAVs in the operation area of the system.

- The use of a heterogeneous group of UAVs allows for the inspection of power grids to be increased by 2 to 8 times, depending on the number of drones used and the configuration of the power system itself. The inspection efficiency is greatly influenced by the ratio of the cruising speeds of different types of drones. An increase in this ratio results in a greater time gain in inspection when there is a large number of extended sections of the power system.

- The inspection efficiency of a power grid varies widely depending on the ratio of the number of short sections to the total number of sections of the power system and the number of UAVs. Inspection of a network with a low topology is carried out in the most efficient manner.

CONCLUSIONS

This article is devoted to the task of increasing the efficiency and accuracy of inspecting power transmission lines. The use of a unified computing and measuring platform has simplified the interaction between the proposed types of UAVs: a multicopter - on short sections with complex junctions and obstacles, and an unmanned aircraft with an airframe flight scheme - on long sections.

The increase in the efficiency of fault detection was achieved by simultaneous inspection of different parts of the network by several different types of UAVs. The use of inter-object navigation sensors of UAVs has increased the accuracy of determining the UAV's position in space and, accordingly, increased the accuracy of locating the site of the malfunction.

References

- [1] Xie, X., Liu, Z., Xu, C., & Zhang, Y. (2017). A multiple sensors platform method for power line inspection based on a large unmanned helicopter. *Sensors*, 17(6), 1222.
- [2] Katrasnik, J., Pernus, F., & Likar, B. (2009). A survey of mobile robots for distribution power line inspection. *IEEE Liu, Y., Liu, Z., Shi, J., Wu, G., & Chen, C. (2019). Optimization of base location and patrol routes for unmanned aerial vehicles in border intelligence, surveillance, and reconnaissance. Journal of Advanced Transportation*, 2019.
- [3] Luque-Vega, L. F., Castillo-Toledo, B., Loukianov, A., & Gonzalez-Jimenez, L. E. (2014, April). Power line inspection via an unmanned aerial system based on the quadrotor helicopter. In *MELECON 2014-2014 17th IEEE Mediterranean electrotechnical conference* (pp. 393-397). IEEE.
- [4] West, L. M., & Segerstrom, T. (2000, March). Commercial applications in aerial thermography: power line inspection, research, and environmental studies. In *Thermosense XXII* (Vol. 4020, pp. 382-387). International Society for Optics and Photonics.
- [5] Jiang, S., Jiang, W., Huang, W., & Yang, L. (2017). UAV-based oblique photogrammetry for outdoor data acquisition and offsite visual inspection of transmission line. *Remote Sensing*, 9(3), 278.
- [6] Deng, C., Wang, S., Huang, Z., Tan, Z., & Liu, J. (2014). Unmanned aerial vehicles for power line inspection: A cooperative way in platforms and communications. *J. Commun*, 9(9), 687-692.
- [7] Jones, D. I., & Earp, G. K. (2001). Camera sightline pointing requirements for aerial inspection of overhead power lines. *Electric Power Systems Research*, 57(2), 73-82.
- [8] Zhang, J., Liu, L., Wang, B., Chen, X., Wang, Q., & Zheng, T. (2012, August). High speed automatic power line detection and tracking for a UAV-based inspection. In *2012 International Conference on Industrial Control and Electronics Engineering* (pp. 266-269). IEEE.
- [9] Jiang, W., Wenkai, F., & Qianru, L. (2013, January). An integrated measure and location method based on airborne 2D laser scanning sensor for UAV's power line inspection. In *2013 Fifth International Conference on Measuring Technology and Mechatronics Automation* (pp. 213-217). IEEE.
- [10] Li, B., & Chen, C. (2018). Transmission line detection based on a hierarchical and contextual model for aerial images. *Journal of Electronic Imaging*, 27(4), pp. 43-54.
- [11] Bhola, R., Krishna, N. H., Ramesh, K. N., Senthilnath, J., & Anand, G. (2018). Detection of the power lines in UAV remote sensed images using spectral-spatial methods. *Journal of environmental management*, 206, 1233-1242.
- [12] Besada, J. A., Bergesio, L., Campaña, I., Vaquero-Melchor, D., López-Araquistain, J., Bernardos, A. M., & Casar, J. R. (2018). Drone mission definition and implementation for automated infrastructure inspection using airborne sensors. *Sensors*, 18(4), 1170.
- [13] Debenest, P., Guarnieri M., Takita K., Fukushima, E. F. Hirose S., Tamura K. & Shiga F. (2008, May). Expliner-Robot for inspection of transmission lines. In *2008 IEEE International Conference on Robotics and Automation* (pp. 3978-3984). IEEE.
- [14] Katrasnik J., Pernus F., and Likar B., "New robot for power line inspection," in *Robotics, Automation and Mechatronics*, 2008 IEEE Conference on. IEEE, 2008, pp. 1195-1200
- [15] Golightly I. and Jones D., "Visual control of an unmanned aerial vehicle for power line inspection," in *Advanced Robotics*, 2005. ICAR'05. Proceedings, 12th International Conference on. IEEE, 2005, pp. 288-295.
- [16] Jones D., "Power line inspection-a UAV concept," in *Autonomous Systems*, 2005. The IEE Forum on (Ref. No. 2005/11271). IET, 2005, pp. 8-15/
- [17] Whitworth C., Duller A., Jones D., and Earp G., "Aerial video inspection of overhead power lines," *Power Engineering Journal*, vol. 15, no. 1, pp. 25-32, 2001.
- [18] Sun C., Jones R., Talbot H., Wu X., Cheong K., Beare R., Buckley M., and Berman M., "Measuring the distance of vegetation from powerlines using stereo vision," *ISPRS journal of*

- photogrammetry and remote sensing, vol. 60, no. 4, pp. 269–283, 2006.
- [19] Williams M., Jones D., and Earp G., “Obstacle avoidance during aerial inspection of power lines,” *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, vol. 73, no. 5, pp. 472–479, 2001.
- [20] Oberweger M., Wendel A., and Bischof H., “Visual recognition and fault detection for power line insulators,” *19th Computer Vision Winter Workshop*, 2014.
- [21] Li Z., Liu Y., Walker R., Hayward R., and Zhang J., “Towards automatic power line detection for a UAV surveillance system using pulse coupled neural filter and an improved Hough transform,” *Machine Vision and Applications*, vol. 21, no. 5, pp. 677–686, 2010.
- [22] Golightly I., and Jones D., “Corner detection and matching for visual tracking during power line inspection,” *Image and Vision Computing*, vol. 21, no. 9, pp. 827–840, 2003.
- [23] Sun C., Jones R., Talbot H., Wu X., Cheong K., Beare R., Buckley M., and Berman M., “Measuring the distance of vegetation from powerlines using stereo vision,” *ISPRS journal of photogrammetry and remote sensing*, vol. 60, no. 4, pp. 269–283, 2006.
- [24] Australian electricity grid map. (2022). Retrieved from <https://www.aemo.com.au/aemo/apps/visualisations/map.html> (accessed 01.02.2023)
- [25] Fustii V.S., Tymochko O.I., Sytnyk Yu.B., Afanas'yev V.V., Tytarenko O.B., Stepanov H.S. Metod mizhob'yektovoyi navihatsiyi BPLA na osnovi kompleksnoyi obrobky informatsiyi vid klasychnykh ta al'ternatyvnykh system navihatsiyi. *Nauka i tekhnika Povitryanykh Syl Zbroynykh Syl Ukrainy*. 2021. № 4(45). P. 65–74.
- [26] Qin T., Li P., Shen S., “VINS-Mono: A robust and versatile monocular visual-inertial state estimator”. *IEEE Trans. Robot.* 34, 1004–1020 (2018).
- [27] Meier L., Honegger D., Pollefeys M., “Px4: A node-based multithreaded open source robotics framework for deeply embedded platforms”. 2015 IEEE international conference on robotics and automation (ICRA) (IEEE, 2015), pp. 6235–6240.
- [28] Keselman L., Iselin Woodfill J., Grunnet-Jepsen A., Bhowmik A., “Intel realsense stereoscopic depth cameras”, *Proceedings of the IEEE Conference on Computer Vision and Pattern Recognition Workshops* (2017), pp. 1–10.
- [29] ISO/IEC JTC 1/SC 31. Information technology – Real-time locating systems (RTLS) – Part 5: Chirp spread spectrum (CSS) at 2.4 GHz air interface. Official edition. 2010. URL: <https://www.iso.org/standard/46534.html>. (accessed 01.02.2023)
- [30] Ngoc Hung N., Kutluyıl D. Closed-Form Algebraic Solutions for Angle-of-Arrival Source Localization with Bayesian Priors. *IEEE Transactions on Wireless Communications*. 2019. V. 18, № 8. C. 3827–3842.
- [31] State Estimation of Multiagent Systems under Impulsive Noise and Disturbances / L. R. G. Carrillo et al. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*. 2015. Vol. 23, no. 1. P. 13–26.
- [32] Curtright T.L., Fairlie D.B., Zachos C.K. Compact Formula for Rotations as Spin Matrix Polynomials. *Symmetry, Integrability and Geometry: Methods and Applications*, 2014 10, pp.1-15.
- [33] Wei, L., Jian, Z., Chunzhi, W., & Hui, X. (2013). Kalman filter localization algorithm based on SDS-TWR Ranging. *TELKOMNIKA Indonesian Journal of Electrical Engineering*, 11(3), 1436–1448.
- [34] Ilie, S., Bădică, C. Distributed Multi-agent System for Solving Traveling Salesman Problem Using Ant Colony Optimization. In: Essaïdi, M., Malgeri, M., Badica, C. (eds) *Intelligent Distributed Computing IV. Studies in Computational Intelligence*, vol 315. Springer, Berlin, Heidelberg. (2010).

About authors.



Tymochko Oleksandr, Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of the Department, Flight Academy of the National Aviation University, area of scientific interests: Decision support systems, motion control, automation, E-mail: tymochko.alex@gmail.com



Fustii Vadym, Adjunct, Kharkiv National Air Force University, area of research interests: UAV, decision support systems, E-mail: vadimfustie1995@gmail.com



Kolesnyk Anna, D. in Technical Sciences (PhD), Head of Department, Flight Academy of the National Aviation University, area of scientific interests: mathematical modeling. E-mail: annakol2603@ukr.net



Olizarenko Serhij, Doctor of Technical Sciences, Senior Researcher, Professor of the Department, Flight Academy of the National Aviation University, area of scientific interests: mathematical modeling, E-mail: solizarenko71@gmail.com



Kalashnyk Ganna, Doctor of Geological Sciences, Senior Researcher, Professor of the Department, Flight Academy of the National Aviation University, area of scientific interests: Decision support systems, E-mail: kalashnilga@ukr.net



Kulish Ruslan, Postgraduate student, Flight Academy of the National Aviation University, area of scientific interests: Decision support systems, motion control, E-mail: controllerskykrv@gmail.com



Tymoschuk Olena, Doctor of Technical Sciences, Professor, Director of the Institute of Water Transport of SUIT, area of scientific interests: navigation, E-mail: Mnielena7@gmail.com



Galinskyi Dmytro, Postgraduate student, Flight Academy of the National Aviation University area of scientific interests: navigation, UAV E-mail: Dmitronik70@i.ua

Hybrid Renewable Energy System with High Gain Modified Z-Source Boost Converter for Grid-Tied Applications

Sathish Ch.¹, Chidambaram I.A.,¹ Manikandan M.²

¹Annamalai University, Tamilnadu, India

²Jyothishmathi Institute of Technology and Science, Telangana, India

Abstract. In a hybrid renewable system, a conventional boost converter produces more losses at the time of the energy conversion process due to this, the performance of the hybrid system is reduced total harmonic distortion is increased, and the hybrid microgrid outcome is reduced. The main objective of the work enhancing the low DC voltage produced by the PV panel, a high gain Boost converter is utilized. The objectives of the work were achieved by a High Gain Modified Z-source Boost converter along with Modified Particle Swarm Optimized- Proportional Integral (MPSO-PI) controller employed in the energy conversion stage at Grid. It reduced power conversion stages and decreases the losses compared to existing Hybrid Grid-connected systems. A new 13-bus system is developed in this work for regulating the output voltage in distribution networks. The significance of our work lies in the design of an efficient microgrid system for grid-tied applications. High Gain Modified Z-source Boost converter along with Modified Particle Swarm Optimized- Proportional Integral (MPSO-PI) controller is employed to boost the voltage obtained from the PV system. A battery converter along with a bi-directional battery is connected to the DC link, to store energy generated by Hybrid Renewable Energy System (HRES) in excess amounts. The obtained DC link voltage is transferred to Three Phase VSI for the conversion of DC to AC voltage. Effective harmonic reduction is attained with the aid of an LC filter coupled to Three Phase grid, and the PI controller connected to Voltage Source Inverter(VSI) supports achieving effective grid synchronization. The proposed work was tested with 13 bus system through MATLAB Simulink.

Keywords: hybrid renewable energy system, photovoltaic system, total harmonic distortion, 13 bus system, switched Z-source boost converter.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.04>

UDC: 621.311

Sistemul energetic hibrid cu surse regenerabile de energie și cu convertizor de tip Z modificat pentru conectare directă la rețea

Sathiş Ch.¹, Cidambaram I.A.,¹ Manikandan M. ²

¹ Universitatea Annamalai, India, ²Jyothishmathi Institute de Technologia și Știința, India

Rezumat. În sistemul energetic hibrid cu SER, convertorul boost convențional generează mai multe pierderi în timpul procesului de conversie, determinând scăderea performanței sistemului hibrid, creșterea distorsiunii armonice totale și scăderea eficienței microrețelei hibride. Scopul principal al lucrării este de a ridica tensiunea DC scăzută generată de panoul fotovoltaic folosind un boost convertor cu coeficientul de amplificare înaltă. Obiectivele lucrării au fost atinse utilizând un boost convertor cu coeficientul de amplificare înaltă de tip Z modificat împreună cu un controler PI optimizat prin metoda roiului de particule și utilizat în treaptă de conversie energiei în rețea. Astfel încât a micșorat numărul etapelor de conversie a energiei și a micșorat pierderile în comparație cu sistemele existente conectate la rețea hibridă. În această lucrare, am elaborat un nou sistem cu 13 șine pentru reglarea tensiunii de ieșire în rețelele de distribuție. Semnificația lucrării constă în elaborarea unui sistem de microrețea eficient pentru aplicații în rețele. Convertorul boost cu coeficient de amplificare înalt și cu Z- sursă modificat, împreună cu un controler PI modificat, optimizat prin metoda roiului de particule este folosit pentru creșterea tensiunii din sistemul fotovoltaic. Convertorul bateriei, împreună cu bateria bidirecțională, este conectat la legătura DC pentru a stoca surplusul de energie generat de sistemul hibrid de energie regenerabilă. Tensiunea rezultată a circuitului de curent continuu este transferată la un convertor trifazat DC/AC. Suprimarea eficiență a armonicilor este realizată cu un filtru LC conectat la rețeaua trifazată, iar un controler PI conectat la inverterul sursei de tensiune (VSI) asigură o sincronizare eficientă a rețelei.

Cuvinte-cheie: sistem hibrid cu surse de energie regenerabilă, sistem fotovoltaic, distorsiune armonică totală, sistem cu 13 șine, convertizor de amplificare cu comutare Z-sursa.

Гибридная энергосистема с возобновляемыми источниками энергии и с модифицированным повышающим преобразователем Z-типа для непосредственной связи с сетью
Чиндам С.¹, Чидамбарам И.А.¹, Маникандан М.²

¹Университет Аннамалай, Индия, ²Институт технологии и наук Джотишмати, Телангана, Индия

Аннотация. В гибридной энергосистеме на ВИЭ обычный повышающий преобразователь создает больше потерь во время процесса преобразования из-за чего производительность гибридной системы снижается, общие гармонические искажения увеличиваются, а эффективность гибридной микросети снижается. Основной целью работы является повышение низкого напряжения постоянного тока, создаваемого фотоэлектрической панелью, с использованием повышающего преобразователя с высоким коэффициентом усиления. Цели работы были достигнуты с помощью повышающего преобразователя с модифицированным Z-источником и с высоким коэффициентом усиления вместе с модифицированным ПИ-регулятором, оптимизированным с помощью метода роя частиц, используемым в ступени преобразования энергии в сети. Это уменьшило число этапов преобразования энергии и уменьшило потери по сравнению с существующими системами, подключенными к гибридной сети. В данной работе разработана новая 13-шинная система для регулирования выходного напряжения в распределительных сетях. Значение работы заключается в разработке эффективной микросетевой системы для сетевых приложений. Повышающий преобразователь с модифицированным Z-источником с высоким коэффициентом усиления вместе с модифицированным пропорционально-интегральным контроллером, оптимизированным методом роя частиц используется для повышения напряжения, получаемого от фотоэлектрической системы. Аккумуляторный преобразователь вместе с двунаправленной батареей подключен к звену постоянного тока для хранения избыточной энергии, вырабатываемой гибридной системой возобновляемых источников энергии. Полученное напряжение звена постоянного тока передается на трехфазный преобразователь постоянного напряжения в переменное. Эффективное подавление гармоник достигается с помощью LC-фильтра, подключенного к трехфазной сети, а ПИ-регулятор, подключенный к инвертору источника напряжения (VSI), обеспечивает эффективную синхронизацию сети. Предлагаемая работа была протестирована с 13-шинной системой с помощью MATLAB Simulink.

Ключевые слова: гибридная система с возобновляемыми источниками энергии, фотоэлектрическая система, полное гармоническое искажение, система с 13 шинами, повышающий преобразователь с переключаемым Z-источником.

INTRODUCTION

Energy supply and utilization challenges are associated with environmental issues like air pollution, acid rain, depletion of the ozone layer, deforestation, and radioactive emissions in addition to global warming [1]. Potential countermeasures include reducing the usage of fossil fuels, increasing the availability of ecologically acceptable energy sources, and improving energy efficiency to conserve energy [2]. To combat an energy problem and environmental degradation, it is crucial to produce RES. Energy Storage Systems (ESS) offers flexibility to lessen the effects of RE access to the grid because RE sources exhibit exceptional features of variable and uncertainty [3-5]. Solar and wind energy are the two most promising RES for producing electricity with the potential to make a sizable contribution to the world's electrical energy needs. Both of these resources are nearly limitless, free, and emit no harmful by-products or greenhouse gases [6]. However, there is a certain amount of unpredictability with solar and wind energy because they are weather-dependent sources.

While the generation of solar energy is generally predictable, that of wind energy is sporadic, unreliable, and very unpredictable [7]. In this proposed work, hybrid power generation like Solar Photovoltaic [8] and WECS [9] has outperformed all other renewable energy sources due to a number of factors, including its availability in nature, environmental friendliness, minimal maintenance costs, and dependability. From an environmental standpoint, the primary goal of the proposed study is to emphasize on green energy by reducing the use of energy derived from fossil fuels for the distribution system. Typically, DC-DC converters are employed to regulate power generation and maximize electricity in varying climatic and environmental circumstances [10, 11]. In applications of a photovoltaic system, Boost converters [12] are frequently employed for DC-DC conversion, however, only step-up voltage ratios are feasible. The typical Buck-Boost converter [13], converts voltage in both step-up and step-down directions, but due to its interrupted input current, it cannot operate at its best without significant decoupling capacitors. Although Cuk [14] converter is capable of

stepping voltage up or down it seems to have constant input currents. The enormous input power ripples still limit the performance of the photovoltaic system under variable power points. The benefits of DC-DC Z-source [15] converters over traditional boost converters make them a great option for many applications involving renewable energies. However, since numerous discrete DC-DC converters must be employed, this is unworkable. To solve this problem, a Switched Z-Source driven DC-DC Boost converter is built, which uses fewer switches and is more efficient, and reduces power losses. Efficient control techniques are necessary for a converter, in order to attain reduced settling time, steady state error, peak overshoot and mitigate harmonics. In the proposed work, PI controller [16] is employed, which is a simple conventional control approach to control DC voltages. Distributed generation (DG) is a crucial component of contemporary power networks, which also include energy storage technologies, RES, and load types like electric vehicles, etc. [17]. The placement of the DGs ensures that they complement one another and maintain the microgrid's seamless operation. To assure improved operation of the microgrid in a grid-connected system, the control schemes within a module are created [18, 19]. In order to thoroughly investigate power quality disturbances and operating issues connected to the integration of RES into a balanced distribution network, this paper makes use of a standard IEEE 13-bus power system [20]. A z-source boost converter and An IEEE 13 bus system are employed in this architecture to obtain an equal amount of real and active power to the system by eliminating losses. This has multiple advantages as a lesser count of switches, high power processing capability, and high-reliability result in a reduction of the overall cost. Besides, the prime advantage of this topology is achieving high voltage gain for a low-duty ratio. These problems have not been previously considered in the literature and they are the subject of study in this article. The novelty of the work consists in the fact, that the non-linear voltage obtained from the PV system is improved with the utilization of a High Gain Modified Z-source boost converter, which provides isolation by stepping up the voltage. For efficient control of the converter, (MPSO-PI) controller is employed, which provides the optimal result with its simple design. When compared to other conventional controllers, the proposed control offers reduced oscillations

with a better dynamic response. Similarly, the DFIG-based WECS associated with the proposed work generates AC voltage. In order to provide supply for the DC bus, the PWM rectifier coupled to the WECS converts the AC voltage to DC. The generated DC supply from both sources is transferred to the DC link. The battery converter combined with the battery system collects the excess energy produced by the RES for later usage. The 3 Φ VSI provided converts DC voltage to AC, from which the voltage is supplied to LC filter for harmonics mitigation and supplied effectively to the grid. An IEEE 13 bus system is employed in this architecture to obtain an equal amount of real and active power to the system by eliminating losses. The performance of the hybrid approach for the distribution system is validated using MATLAB simulation and improved results are obtained.

OBJECT, SUBJECT, AND METHODS FOR RESEARCH

The main objective of this work is to design and develop a Hybrid Renewable energy model based on solar photovoltaic (PV) systems integrated with Wind Energy Conversion Systems (WECS) to generate and provide stable and maximum power during different electrical behavior like voltage sags, dips, harmonics, etc.

In the proposed work as shown in Figure 1, an efficient IEEE 13 bus distribution system is demonstrated for equal distribution of electricity to more supplies. HRES consisting of solar PV and WECS is proposed in this research for generating electricity by natural means.

However, the intermittent nature affects the system's performance. In order to enhance the voltage obtained from the PV system, a converter approach is necessary. Usually, a DC-DC converter is employed to boost the voltage generated by the PV system. In this proposed work High Gain Modified Z-source Boost converter is implemented, which is an advanced form of the boost converter. The non-linear output from the PV is stabilized using an MPSO- PI controller to Switch the Z-source Boost converter. Similarly, DFIG-WECS is the other RES for generating energy, which produces AC voltage.

The acquired AC voltage is converted into DC with the aid of a PWM rectifier.

A bidirectional battery along with a converter is placed in the DC link to acquire the excess energy generated and for utilization during the intermittent. The interfacing of the battery to the microgrid is accomplished using a battery

converter and the SOC of the battery is managed using a PI controller.

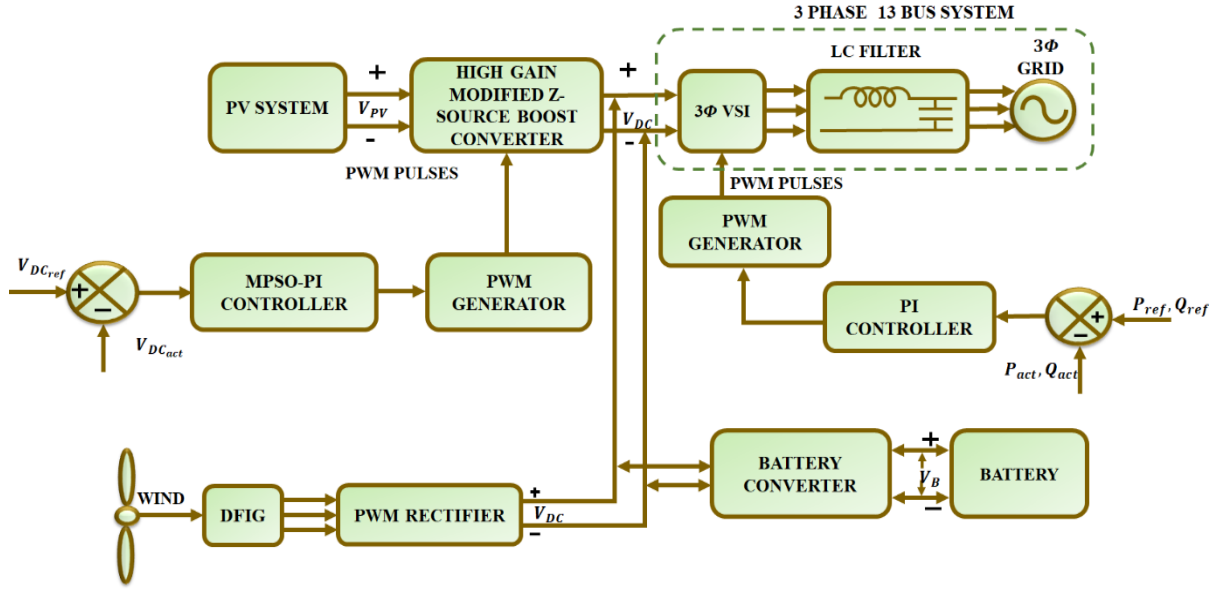


Fig. 1. Block diagram of proposed system.

By applying Kirchhoff's current law,

$$I_{PV} = I_{ph} - I_d - I_p \quad (1)$$

$$\text{Here, } I_d = I_o \left[\exp \left(\frac{V_{PV} + I_{PV} R_s}{nv} \right) - 1 \right] \quad (2)$$

$$I_p = \left(\frac{V_{PV} + I_{PV} R_s}{R_p} \right) \quad (3)$$

$$I_{PV} = I_{ph} - I_o \left[\exp \left(\frac{V_{PV} + I_{PV} R_s}{nv} \right) - 1 \right] - \frac{V_{PV} + I_{PV} R_s}{R_p} \quad (4)$$

$$\text{Here, } V_{OC} = \frac{akT}{q} \log_n \left(\frac{I_{ph}}{I_d} + 1 \right) \quad (5)$$

The PV panel's open circuit voltage is,

$$V_{OC} = \frac{akT}{q} \log_n \left(\frac{I_{ph}}{I_d} + 1 \right) \quad (6)$$

Here, I_{PV} specifies the PV output current that flows through the series resistance R_s , V_{PV} specifies the PV output voltage I_{ph} specifies the photogenerated current, I_d specifies the diode saturation current, I_o specifies reverse saturation current, I_p specifies the current that flows through the shunt resistance R_p , n stands for number of series connected solar PV cells, v represents the junction thermal voltage, a stands for diode ideality constant, q represents the electron charge, which has a value of, k denotes the Boltzmann

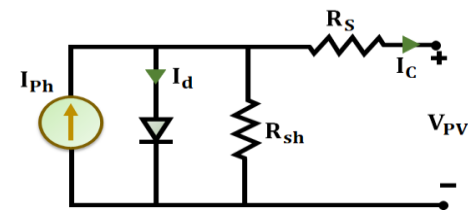


Fig. 2. Equivalent circuit of solar PV system.

constant ($1.381 \cdot 10^{-23} \text{ J / K}$) and T stands for temperature of PN junction.

B. MPSO-PI Controller Technique

PI controller is one of the most often utilized controllers. There are two tuning parameters for PI controllers. The proportional section and integral section make up both of its components. Here, deviations in steady-state error are caused by the proportional part, simultaneously the integral part removes the steady-state error. The mismatch between a measured process parameter and the set reference point is used by a PI controller to determine an error value.

The output $u(t)$ specifies the PI controller at the time domain and is calculated as,

$$u(t) = k_p e(t) + k_i \int e(t) dt \quad (7)$$

Here, the error is denoted as $e(t)$, Proportional gain as k_p and k_i specifies the integral gain factor evaluated from,

$$k_i = \frac{k_p}{T_i} \quad (8)$$

Here, reset time is represented as T_i . Substituting Equation (8) in (7) the corresponding expression becomes,

$$u(t) = k_p e(t) + \frac{k_p}{T_i} \int e(t) dt \quad (9)$$

MPSO Algorithm

To create an initial population of swarms, where each member is referred to as a particle, the PSO algorithm provides a collection of stochastic solutions to the objective function. The population size of a swarm is defined as the total number of particles it contains. Each particle navigates the problem's solution space by following the ideal particle in the preceding batch along its own optimal pathways, much like a bird hunting for food. Every particle has the ability to change its position as determined by Equation (11) and velocity Equation (10). Earlier velocity and previous position for one's own personal best, and the current position for one's own global best all serve as indicators of the shift in velocity. Particle velocity and position at the time $t+1$ is expressed by

$$V_{in}^{(t+1)} = \omega * V_{in}^{(t)} + C_1 * r_1 * (P_{in} - X_{in}^{(t)}) + \dots \quad (10)$$

$$\dots C_2 * r_2 * (G_{in} - X_{in}^{(t)})$$

$$X_{in}^{(t+1)} = X_{in}^{(t)} + V_{in}^{(t+1)} \quad (11)$$

From the expression above, inertia at range 0-1 is given by ω , acceleration constants as C_1 and C_2 random numbers as r_1 and r_2 ranging from 0 to 1. The fitness function acquired by the objective function, decides which position is superior in search space, and is applied to every new position. To increase computing efficiency, the particle velocity formula has been modified in proposed approach. C_1 and C_2 are constant variables in traditional PSO method, and they don't vary over time. In the modified PSO method, C_1 falls off and C_2 rises exponentially over time. Figure 3 illustrated the MPSO optimized PI controller flowchart. The time dependent effect of C_1 and C_2 are as follows: -

- With time, a particle's next position becomes less dependent on its best previous position.
- With time, particles' next positions become more and more dependent on global best position.
- The primary advantage of PSO is its ability to produce random particles, however after some time, when swarm has encountered several alternative solutions, one of them will eventually emerge as the best option available. After this point, the swarm should only search in vicinity of best solution because it is quite likely that the optimal value for fitness function is present nearby.
- It is improbable that particles dispersed across the whole solution space will perform better than particles focused around a more compact subspace that contains the solution. In a very short period of time, the entire swarm gathers around single global best point and continues its search for global optimum in a very constrained subspace surrounding global best. Swarm optimization is improved and completed more quickly when it concentrates around a tiny subspace.

The expressions of Modified PSO velocity and position expressed as

$$V_{in}^{(t+1)} = \omega * V_{in}^{(t)} + C_1 * (P_{in} - X_{in}^{(t)}) + \dots \quad (12)$$

$$\dots C_2 * (G_{in} - X_{in}^{(t)})$$

$$X_{in}^{(t+1)} = X_{in}^{(t)} + V_{in}^{(t+1)} \quad (13)$$

The value of

$$\omega = 0.4, C_1 = e^{(-0.05t)}, C_2 = \frac{e^{(-0.05t)}}{(1 + 0.05e^{(-0.05t)})}$$

Thus, effective parameter tuning of PI controller is achieved by means of MPSO technique.

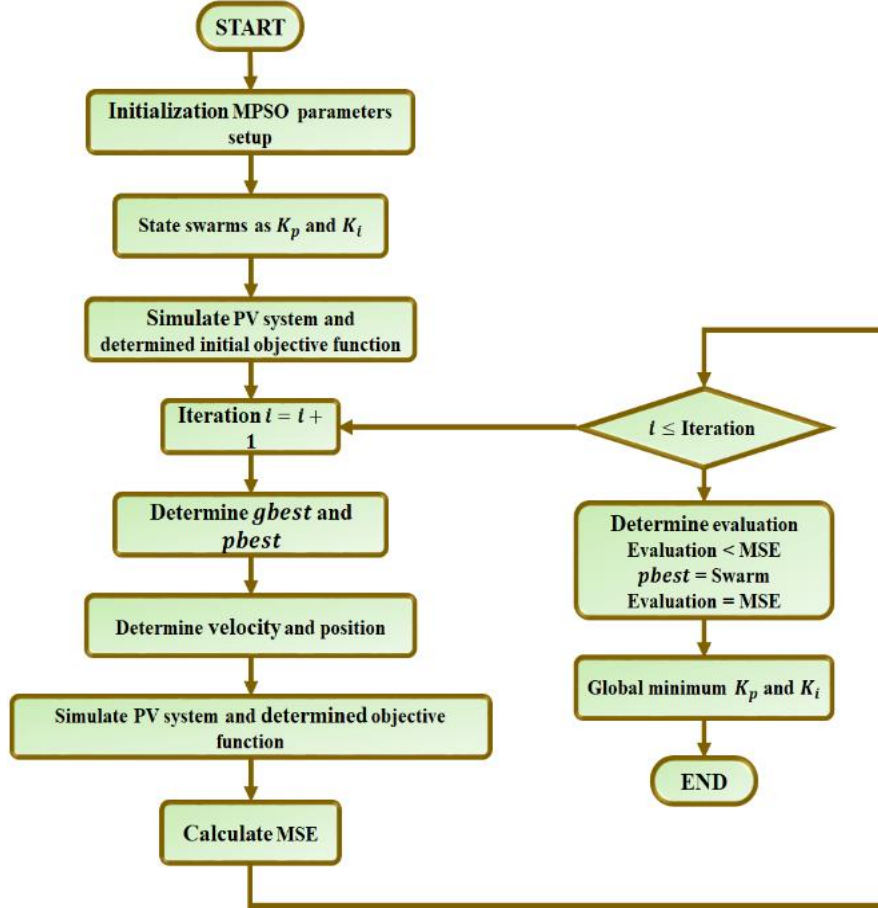


Fig. 3. MPSO-PI controller flow chart.

Grid Voltage Synchronization Using PI Controller

The PI controller minimizes the error, which is determined by comparing the actual output current of the inverter with the reference grid current. The proportional constant K_p and the integral constant K_i are the two different parameters that are involved in the calculation procedure of the controller. Here both proportional and integral operation takes place. In the case of proportional operation, the error e is multiplied with the gain K_p , whereas in the case of integral operation, the error e is integrated and then multiplied with gain K_i .

At the end of both operations, the steady-state error is totally minimized and the reference signal is generated in a short span of time. This controller is capable of working with

both stationary reference frame ($\alpha\beta$) and synchronous reference frame (dq). Here the PI controller is used in the dq reference frame for achieving effective grid voltage synchronization. The grid-connected inverter's output voltage in the synchronous (dq) frame is calculated using the inverter's mathematical model, as shown below.

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} = L \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + R \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} + \omega L \begin{bmatrix} -i_q \\ i_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} e_d \\ e_q \end{bmatrix} \quad (14)$$

Here, u_d and u_q are the Park transformation components of the inverter output, e_d and e_q are the park transformation components of the grid voltage. The resistance and inductance between the grid and the grid-connected inverter are denoted by the letters R and L , respectively. The angular frequency of the grid is specified as ω .

The current vector components indicated in the synchronous reference frame (dq) are compensated using two PI controllers. One PI controller compares I_d and I_d^* , while the other compares I_q and I_q^* , and generate errors that are minimized to zero. The power factor and output power are regulated by varying the q -axis and d -currents.

PI controller-based BESS

The actual battery voltage V_{Bact} and the reference voltage V_{Bref} are compared to find the steady-state error e . This error is fed into the PI controller, which performs both proportional and integral control operations and generates the control signal u as shown below.

$$u = K_p e + K_i \int e dt \quad (15)$$

The PWM generator generates PWM pulses based on the control signal, which is obtained from the PI controller. The resultant PWM pulses control the duty cycle of the battery converter in order to enable buck as well as boost mode of operation. The battery is charged during the buck mode of operation and discharged during the boost mode of operation.

C. Modelling of the DFIG system

The main components of a DFIG-based WECS are a Wind turbine, gearbox, wound-rotor induction machine, and a back-to-back converter. Wind speed has a direct connection with kinetic power, which is calculated as follows:

$$P_a = \frac{1}{2} \rho S C_p(\lambda, \beta) V^3 \quad (16)$$

Here, wind speed is specified as, air density as ρ with a value 1.225 kg/m^3 area surrounded by turbine blades as S and power conversion efficiency. Subsequently, the aerodynamic torque is expressed as,

$$T_a = \frac{P_a}{\Omega_t} = \frac{1}{2\Omega_t} \rho S C_p(\lambda, \beta) V^3 \quad (17)$$

Where turbine speed is represented as Ω_t .

A winding rotor asynchronous generator known as DFIG connects the grid directly to the stator and the rotor to the converter. The DFIG dynamic

model utilized in this work is expressed in an arbitrary rotating frame for simplicity's sake. The voltage equations of the stator and rotor is expressed as,

$$\begin{cases} v_{ds} = R_s i_{ds} + \frac{d}{dt} \phi_{ds} - \omega_s \phi_{qs} \\ v_{qs} = R_s i_{qs} + \frac{d}{dt} \phi_{qs} + \omega_s \phi_{ds} \\ v_{dr} = R_r i_{dr} + \frac{d}{dt} \phi_{dr} - \omega_r \phi_{qr} \\ v_{qr} = R_r i_{qr} + \frac{d}{dt} \phi_{qr} + \omega_r \phi_{dr} \end{cases} \quad (18)$$

Here, the stator and rotor indices is denoted as s and r , synchronous reference components as d and q , the flux, current and voltage is specified as ϕ , v and i and resistance as R . Similarly, the flux equations for stator and rotor are given by,

$$\begin{cases} \phi_{ds} = L_s i_{ds} + M i_{dr} \\ \phi_{qs} = L_s i_{qs} + M i_{qr} \\ \phi_{dr} = L_r i_{dr} + M i_{ds} \\ \phi_{qr} = L_r i_{qr} + M i_{qs} \end{cases} \quad (19)$$

This specifies inductance as L and mutual inductance as M . For a DFIG-WECS the mechanical equation is expressed as,

$$J \frac{d\Omega}{dt} = T_a - T_{em} - f\Omega \quad (20)$$

Here, total inertia of turbine is denoted as J , DFIG speed as Ω , Generator Electro-Magnetic (EM) torque as T_{em} and the damping coefficient as f . The EM torque equation of DFIG is given by,

$$T_{em} = \rho \frac{M}{L_s} (\phi_{qs} i_{dr} - \phi_{ds} i_{qr}) \quad (21)$$

In which the number of pairs of poles in DFIG is represented as ρ . The corresponding active and reactive power at stator side is evaluated as,

$$\begin{cases} P_s = \frac{3}{2} (v_{ds} i_{ds} + v_{qs} i_{qs}) \\ Q_s = \frac{3}{2} (v_{qs} i_{ds} - v_{ds} i_{qs}) \end{cases} \quad (22)$$

D. High Gain Modified Z-Source Boost Converter

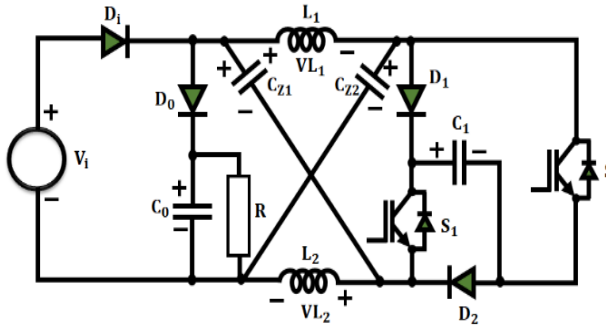


Fig. 4. Equivalent circuit topology of proposed converter.

An innovative High Gain Modified Z-source based boost converter is proposed, including strong step-up capability and minimal device voltage stress. The projected method provides input and output through a common ground that makes it more appropriate for specific applications. The topology of the proposed

Converter constitutes of a switched capacitor cell, and a Z-source network. The identical drive signal concurrently controls switches S_1 and S_2 . The suggested converter also includes a capacitor C_0 , an output diode D_0 , and an input diode D_i .

Operating Modes of Proposed Converter :

This section compares and contrasts the Discontinuous Conduction Mode (DCM) Continuous Conduction Mode (CCM) operating philosophies. The following analysis makes the following presumptions. The capacitors are all of adequate sizes. As a result, the capacitors' voltage is conceived as constant

for a switching period. The power equipment is perfect, and the parasitic components are ignored. Inductors L_1 and L_2 have same level of inductance due to the similarity of the topology.

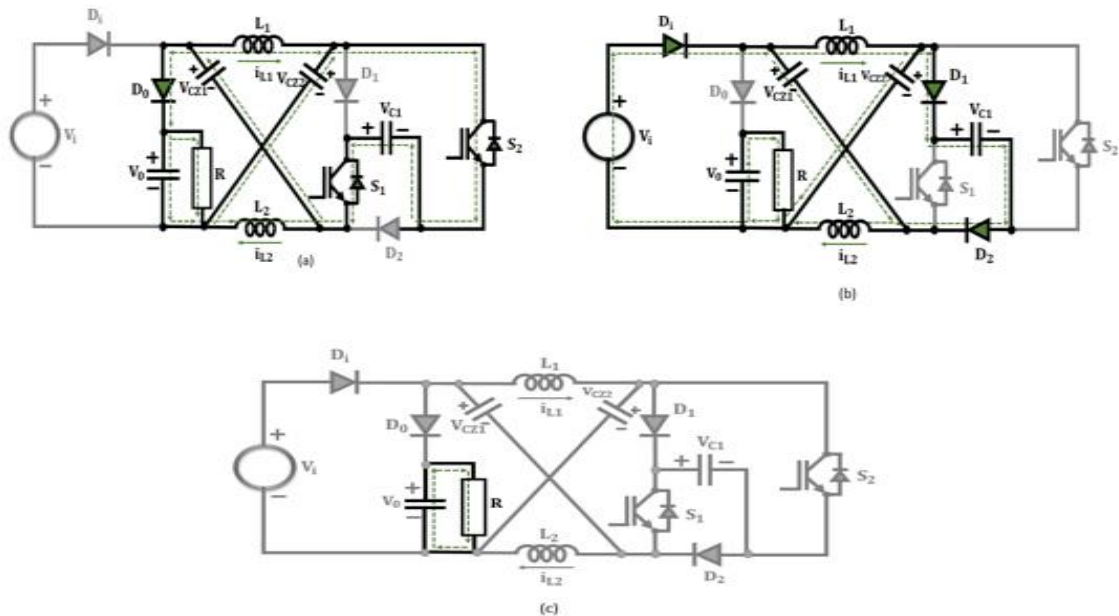


Fig. 5. Direction of current flow during (a) Mode1 at CCM & DCM, (b) Mode 2 at CCM & DCM and (c) Mode 3 DCM.

a) Operation at CCM

Mode 1: $[t_0 - t_1]$ Switches S_1, S_2 and output diode D_0 are in ON state, and the diodes D_1, D_2 and D_i

are reversed biased using $V_0 - V_i$ and V_{C1} . The current flow is indicated in Figure 5(a).

The inductor L_1 is charged via capacitor C_{Z1} and C_1 , while the other inductor L_2 is charged by C_{Z2} and C_2 capacitors. In the interim, C_{Z1} , C_{Z2} and C_1 linked in series to charge loads R and C_0 . Equations (23) and (24) are acquired, in accordance with Kirchhoff Voltage Law (KVL).

$$\begin{cases} V_{L1} = V_{C1} + V_{CZ1} \\ V_{L2} = V_{C1} + V_{CZ2} \end{cases} \quad (23)$$

$$V_0 = V_{C1} + V_{CZ1} + V_{CZ2} \quad (24)$$

b) Operation at DCM

In DCM mode 3 Operating Modes are there

Mode 1 : $[t_0 - t_1]$ The circuit topology is same as that of in CCM and Equations (23) and (24) are still applicable at this stage. Considering $L_1 = L_2 = L$, the fluctuation of inductor current throughout this time period can be estimated as follows,

$$\Delta i_{L1} = \frac{(V_{CZ1} + V_{C1})}{L} DT_s \quad (27)$$

$$\Delta i_{L2} = \frac{(V_{CZ2} + V_{C2})}{L} DT_s \quad (28)$$

E. Modelling of IEEE 13 Bus System

This suggested work makes use of IEEE 13 bus distribution system, which runs at 4.16 kV, has asymmetrical loading, is quite short, and is heavily loaded. In addition, this circuit has a single in-line transformer, overhead and underground wires, shunt capacitors, and a single voltage regulator at the substation. In Figure 6, the proposed topology is illustrated. There are buses with 1, 2, and 3 phases in this IEEE 11 bus system. It has 32 nodes in total. It is expected that each of the 32-circuit nodes has a metre that measures the voltage magnitude. As a result of the closed switch connecting buses 671 and 692, the voltage magnitude of their phases is the same. The load time profiles are the same for all of the loads.

Mode2: $[t_1 - t_2]$ Diodes D_1, D_2 and D_i are turned ON and switches are turned OFF. The output diode D_0 is reversed biased by $V_0 - V_i$. The direction of the current flow is represented in Figure 5(b). The capacitor of the converter V_{CZ1} is charged by V_i and V_{CZ2} using V_i and L_1 . The capacitor C_1 is charged additionally, by inductors L_1, L_2 and V_i . C_0 Is responsible for sustaining the output voltage. These connections are made, according to KVL.

$$\begin{cases} V_{L1} = V_i - V_{CZ2} \\ V_{L2} = V_i - V_{CZ1} \end{cases} \quad (25)$$

$$V_{C1} = V_{CZ1} + V_{CZ2} - V_i \quad (26)$$

Mode 2: $[t_1 - t_2]$. The direction of current flow is same as that of operation in continuous conduction mode. Similarly, the Equations (25) and (26) of CCM mode exists. The operation of mode 2 terminates whenever the inductor current at time t_2 falls to zero.

Mode 3: $[t_2 - t_3]$ At this instance all diodes and switches are in OFF state and the voltage at output is maintained with C_0 . The equivalent circuit topology corresponding to this mode is illustrated in Figure 5(c). Mode 3 terminates when the switches are at ON state at time t_3 , which is the beginning of subsequent switching period.

Load Model:

The 13-bus test feeder is a significantly loaded system made up of 3ϕ and 1ϕ loads coupled in delta or Y topology with constant PQ, I, or Z. Simulink's dynamic load block is used to represent 3ϕ balanced loads, while 1ϕ dynamic load blocks are used to describe the unbalanced loads. Given equations (29) and (30) are the actual power P and reactive power Q for load.

$$P = P_0 \left(\frac{V}{V_0} \right)^{np} \quad (29)$$

$$Q = Q_0 \left(\frac{V}{V_0} \right)^{nq} \quad (30)$$

Fig. 6. Configuration of IEEE-13 bus system.

Here, the initial values of voltages, active and reactive power is indicated by V_0 , P_0 and Q_0 . The constants n_p and n_q regulate the load's PQ, I, or Z type.

RESULTS AND DISCUSSION

The proposed approach consisting of PV, WECS along with battery for steady power studied in this work. The adoption of Switched Z-source boost converter along with PI controller results in stabilized PV voltage. The performance of proposed work based on IEEE 13 bus distribution system is analyzed using MATLAB simulation and the validated results obtained are as follows. Table 1 specifies the parameter specification of Solar, Wind and Battery

Table 1:

Spécifications of solar PV system, WECS and BESS

Parameters	Specifications
Solar PV panel	
Peak Power	10kw
No. of Solar PV Panels	750w, 13panels
Short Circuit Voltage	12v
Open Circuit Current	22.6 A
Short Circuit Voltage	62.5A
No. of Series Connected Solar Cells	36
WECS	
No. of Wind Turbines	1
Power	10kw
Voltage	575v
Speed Range	4m/s-16m/s
Switched Z-Source boost converter	
C_{Z1}, C_{Z2}	$22 \mu F$
C_0, C_1	$1000 \mu F$
L_1, L_2	4mH
Battery converter	
L	1mH
C	$1000 \mu F$
Switching Frequency	10KHZ
Load	
Capacity	5KW

The waveforms obtained from MATLAB Simulink for the proposed approach are as follows:

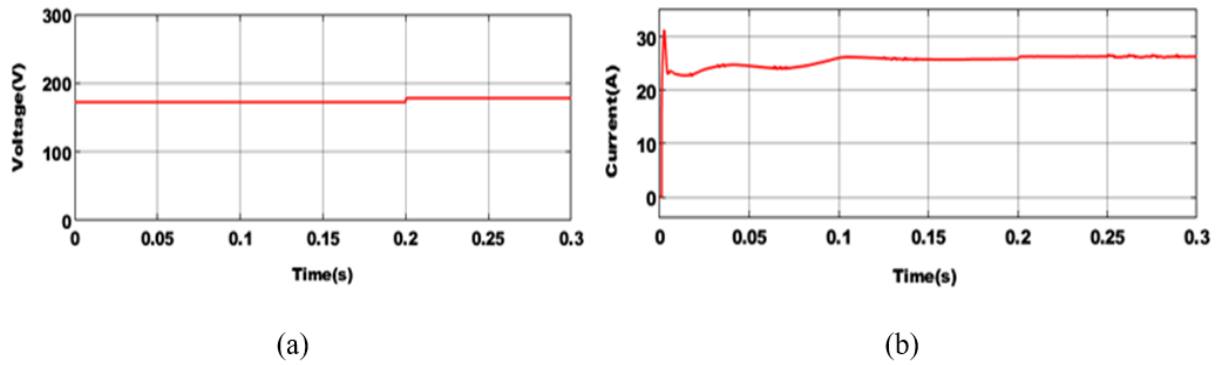


Fig.7.Solar panel output of (a) voltage and (b) current.

In Figure 7, It is observed that, the input voltage of solar PV is maintained constant after 0.2S while the output current 25A is obtained constant after

0.1s. Corresponding to solar PV outputs at variable operating conditions cause's changes in the converter output.

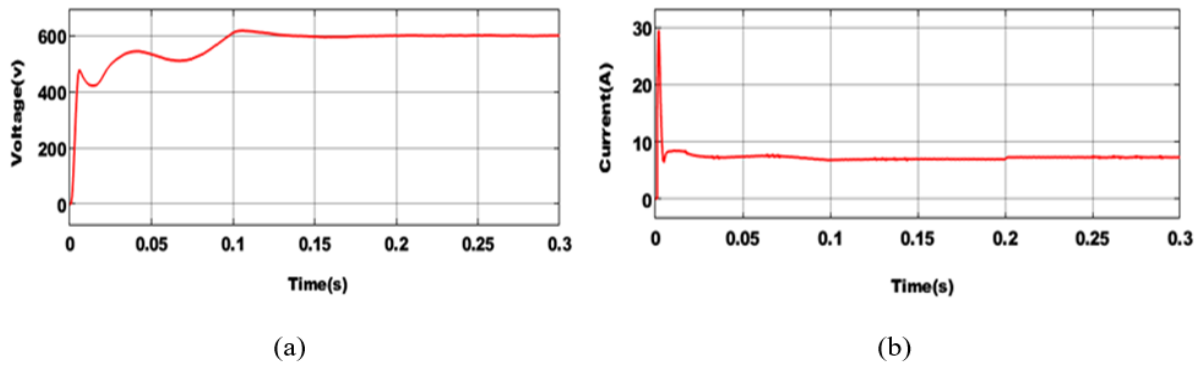


Fig. 8. Switched Z-Source converter (a) output voltage and (b) output current.

In Figure 8, It is noticed that, the output voltage of converter initially increases with respect to times and fluctuates till 0.1s. A constant voltage of 600V is obtained after 0.1S with the aid of conventional PI controller employed. Similarly,

the output current reaches a peak value of 30A and maintained constant after 0.15S with 8A current. Thus the proposed controller approach results in generating improved voltage and current.

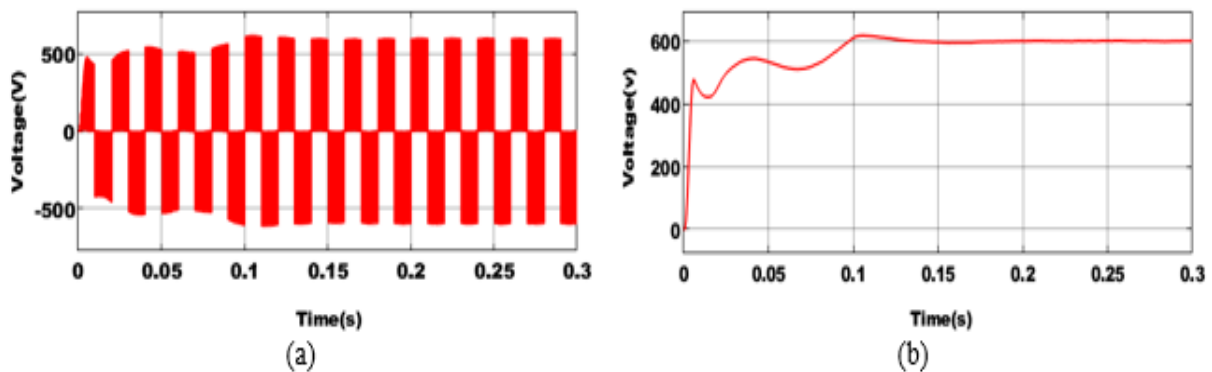


Fig 9. Output voltage waveform for (a) DFIG –WECS and (b) PWM rectifier.

Owing to the intermittent nature of wind system a constant voltage of 550V is obtained after 0.1S is depicted in Figure 9 (a). Subsequently, after a sudden rise in voltage at 0.02S the converted DC

voltage using PWM rectifier achieves a maximum voltage of 600V at 0.1S and is further maintained constant as shown in Figure 9(b).

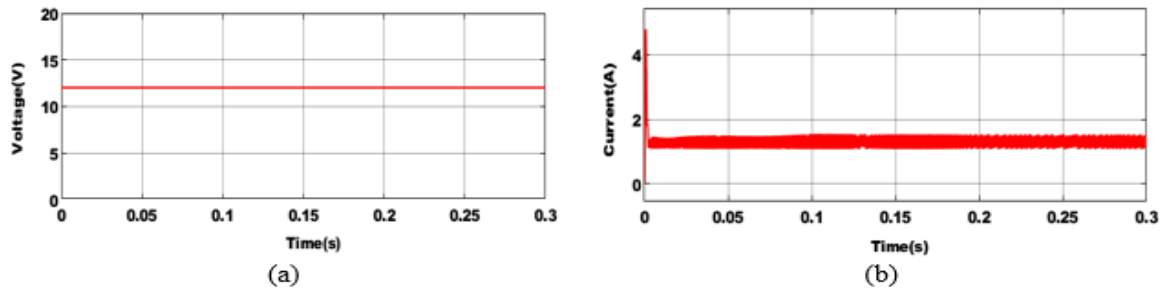


Fig. 10. Battery (a) voltage and (b) current waveform.

Figure 10 represents voltage waveform and current waveform of battery, in which the battery voltage is maintained as a constant of 12V and the

corresponding battery current is subjected to minor fluctuations and maintained stable within a short time period.

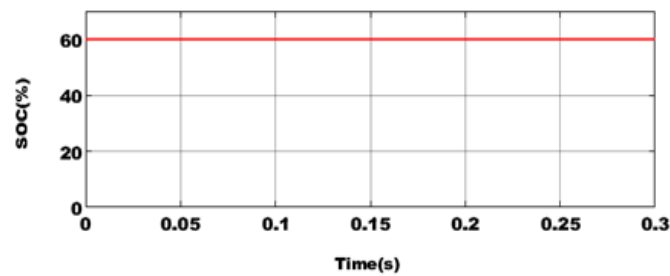


Fig.11. SOC of battery.

The SOC of the bidirectional battery implemented in this work with 60% charge is depicted in Figure 11. Here, the battery operates in buck mode when it is below 60%. At that instance the battery starts

charging. While boost operation is performed, when the SOC of battery is above 60%, during this occasion the battery discharges.

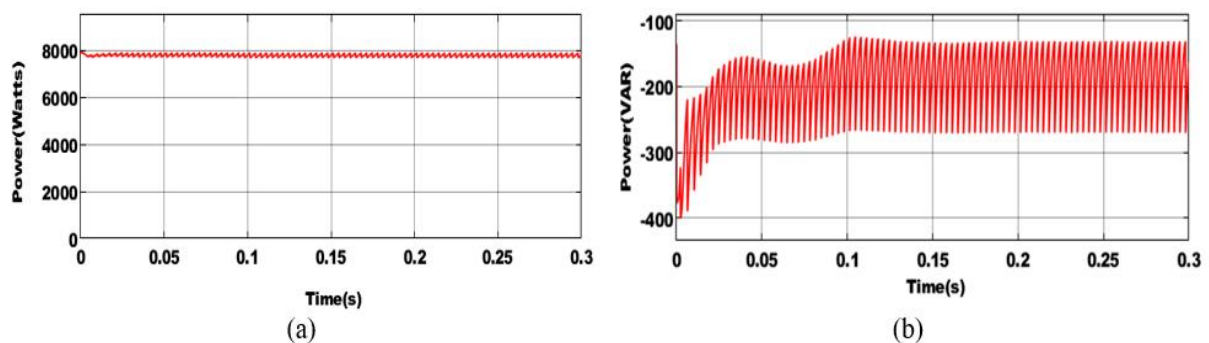


Fig. 12. (a) Real and (b) reactive power waveforms.

The implementation of 13 bus distribution system results in maintaining a constant real and reactive power is illustrated in Figure 12. From figure 12(a), it is observed that a stable real power of

7900W is obtained at 0.03s. Similarly, the corresponding reactive power of -150VAR is attained after minor fluctuations as shown in Figure 12(b).

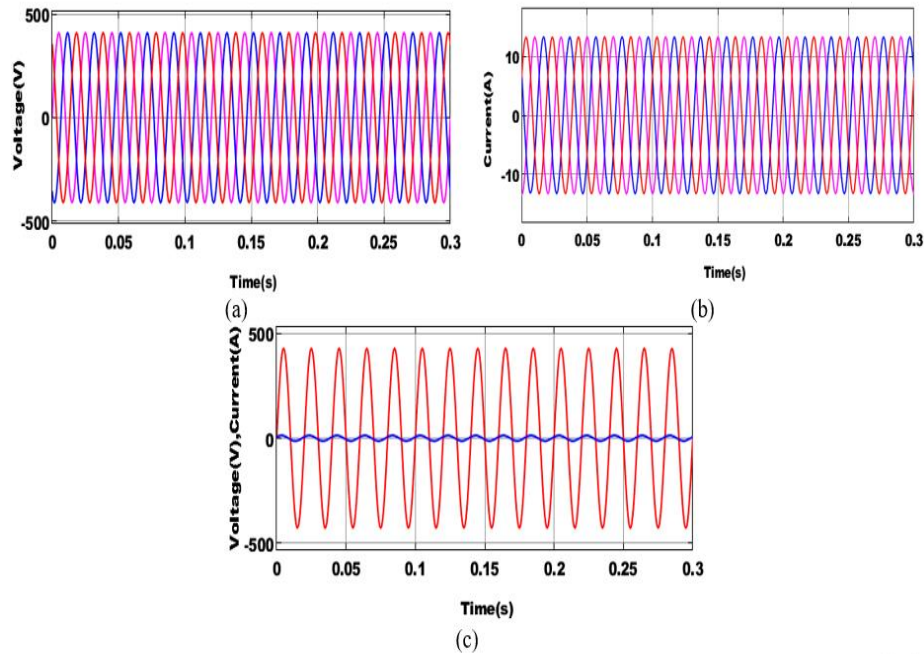


Fig. 13. Waveforms for (a) grid voltage (b) grid current and (c) grid voltage and current.

The waveform illustrated in Figure 13(a) indicates the Grid voltage without any fluctuations. Similarly from Figure 13(b) a stable grid current of 12A is maintained. A combined

waveform for grid voltage and current is depicted in Figure 13(c), in which a stable grid voltage of 450V and Grid current of 12A is maintained.

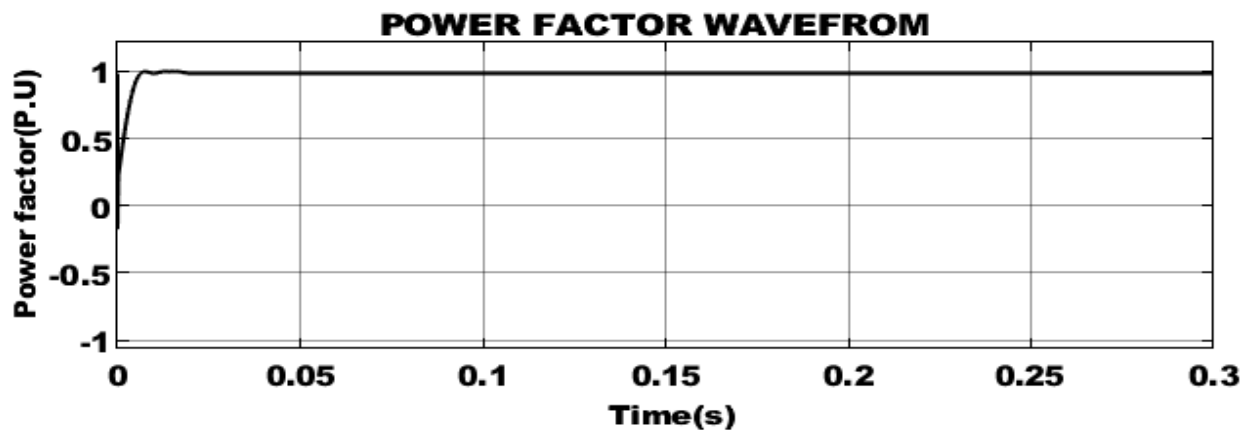


Fig.14. Power factor waveform.

The power factor waveform for the proposed approach is illustrated in Figure 14. From the

figure it is observed that, after 0.02s unity power factor is achieved

Table 2:
Comparison of Proposed Converter with Existing System.

No. of Diodes	No. of Switches	No. of Inductors	No. of Capacitors	Voltage Gain	Efficiency (%)
4	2	2	4	$G = \frac{1-3D}{1-4D}$	96.8%
3	1	3	5	$G = \frac{1}{1-3D}$	95.6%
4	1	4	7	$G = \frac{1}{1-4D}$	95%
5	1	3	7	$G = \frac{2+D}{1-2D}$	94.7%
6	2	2	2	$G = \frac{1+D}{1-3D}$	94%

The comparison is performed with existing converters in terms of No. of components, efficiency and voltage gain. The voltage gain comparison is carried out in graph format

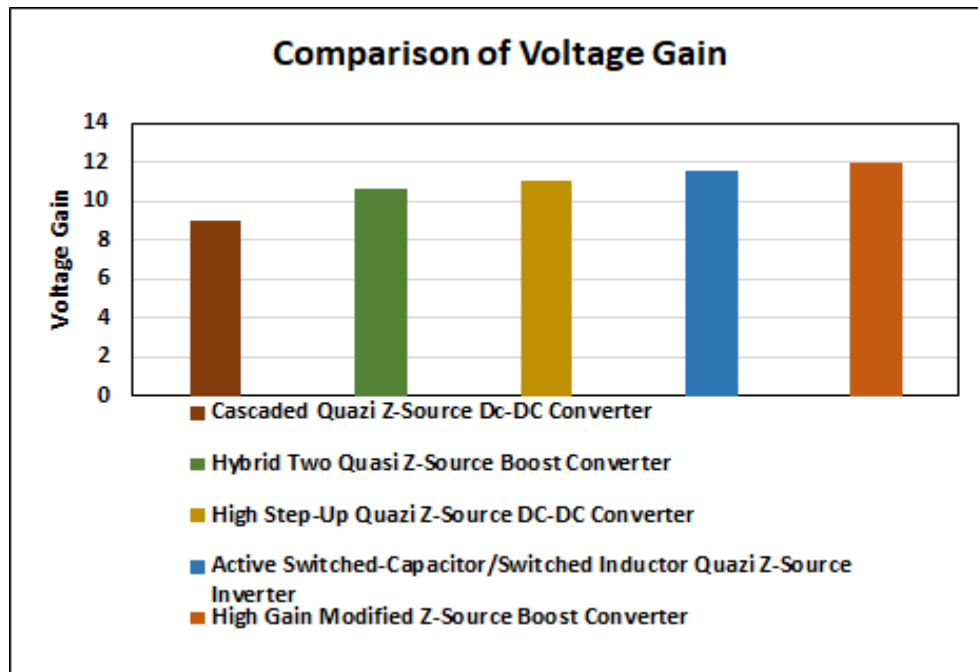


Fig.15.Comparison of voltage gain.

From Figure 15, it is noticed that the proposed High Gain Modified Z-source converter is compared with existing converters, in which the

proposed converter attains a voltage gain of 1:12 resulting in higher conversion rang.

CONCLUSION

As the world's energy needs are increasing and conventional energy sources are

running out, and much attention is becoming paid to renewable energy sources. This is because of the sharp rise in energy costs. In this work, HRES combining PV and WECS system is implemented. This study makes a suggestion for an improved DC-DC converter that is completely suited for photovoltaic applications that demand a high level of efficiency. The enhanced DC-DC converter is based on the integration of Z-Source and Boost converters. The utilization of MPSO-PI controller aids in providing stabilized voltage to

the converter with better dynamic response. The implemented 13 bus distribution network is simulated with Three Phase system and the corresponding results are obtained using MATLAB Simulink. The comparative analysis is made among different converters in terms of efficiency, in which the proposed Switched Z-Source Boost converter achieves an improved efficiency of 96.8% with reduced harmonics of 0.93% and voltage gain of 1:12 respectively.

doi: 10.1109/JPHOTOV.2019.2937386.

References

- [1] Kavin K.S., Karuvelam P. Subha. "PV-based grid interactive PMBLDC electric vehicle with high gain interleaved DC-DC SEPIC Converter", *IETE Journal of Research*, 2021, pp.1-15, doi:10.1080/03772063.2021.1958070.
- [2] Bonthagorla P. K., Mikkili S. "Performance Investigation of Hybrid and Conventional PV Array Configurations for Grid-connected/Standalone PV Systems," in *CSEE Journal of Power and Energy Systems*, 2022, vol. 8, no. 3, pp. 682-695, doi: 10.17775/CSEEJPES.2020.02510.
- [3] Mosaad M. I., Ramadan H. S. M., Aljohani M. M., El-Naggar F., Ghoneim S. S. M. "Near-Optimal PI Controllers of STATCOM for Efficient Hybrid Renewable Power System," in *IEEE Access*, 2021, vol. 9, pp. 34119-34130, doi: 10.1109/ACCESS.2021.3058081.
- [4] Shi Z., Wang W., Huang Y., Li P., Dong L. "Simultaneous optimization of renewable energy and energy storage capacity with the hierarchical control," in *CSEE Journal of Power and Energy Systems*, 2022, vol. 8, no. 1, pp. 95-104, doi: 10.17775/CSEEJPES.2019.01470.
- [5] Blaabjerg F., Yang Y., Yang D., and Wang X. "Distributed Power-Generation Systems and Protection," in *Proceedings of the IEEE*, 2017, vol. 105, no. 7, pp. 1311-1331, doi: 10.1109/JPROC.2017.2696878.
- [6] Prema V., Bhaskar M. S., Almakhlles D., Gowtham N., Rao K. U. "Critical Review of Data, Models and Performance Metrics for Wind and Solar Power Forecast," in *IEEE Access*, 2022, vol. 10, pp. 667-688, doi: 10.1109/ACCESS.2021.3137419.
- [7] Wang Z. et al., "Study on the Optimal Configuration of a Wind-Solar-Battery-Fuel Cell System Based on a Regional Power Supply," in *IEEE Access*, 2021, vol. 9, pp.47056-47068, doi: 10.1109/ACCESS.2021.3064888.
- [8] Elkay am M., A. Kuperman, "Optimized Design of Multi resonant AC Current Regulators for Single-Phase Grid-Connected Photovoltaic Inverters," in *IEEE Journal of Photovoltaics*, 2019, vol. 9, no. 6, pp. 1815-1818,
- [9] Velpula S., Thirumalaivasan R., Janaki M. "Stability Analysis on Torsional Interactions of Turbine-Generator Connected With DFIG-WECS Using Admittance Model," in *IEEE Transactions on Power Systems*, 2020, vol. 35, no. 6, pp. 4745-4755, doi: 10.1109/TPWRS.2020.2992111.
- [10] Zhao J., and Chen D. "Switched-Capacitor High Voltage Gain Z-Source Converter with Common Ground and Reduced Passive Component," in *IEEE Access*, 2021, vol. 9, pp. 21395-21407, doi: 10.1109/ACCESS.2021.
- [11] Nathan K., Ghosh S., Siwakoti Y., Long T, "A New DC-DC Converter for Photovoltaic Systems: Coupled-Inductors Combined Cuk-SEPIC Converter," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2019, vol. 34, no. 1, pp. 191-201, doi: 10.1109/TEC.2018.2876454
- [12] Errouissi R., Al-Durra A., Mueen S. M., "A Robust Continuous-Time MPC of a DC-DC Boost Converter Interfaced With a Grid-Connected Photovoltaic System," in *IEEE Journal of Photovoltaics*, 2016, vol. 6, no. 6, pp. 1619-1629, doi: 10.1109/JPHOTOV.2016.2598271.
- [13] Siouane S., Jovanović S., Poure P. "Open-Switch Fault-Tolerant Operation of a Two-Stage Buck/Buck-Boost Converter with Redundant Synchronous Switch for PV Systems," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2019, vol. 66, no. 5, pp. 3938-3947, doi: 10.1109/TIE.2018.2847653.
- [14] de Moraes J. C. d. S., Moraes J. L. d. S. de., Gules R. "Photovoltaic AC Module Based on a Cuk Converter with a Switched-Inductor Structure," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2019, vol. 66, no. 5, pp. 3881-3890, doi: 10.1109/TIE.2018.2856202.
- [15] Liu J., Wu J., Qiu J., Zeng J. "Switched Z-Source/Quasi-Z-Source DC-DC Converters With Reduced Passive Components for Photovoltaic Systems," in *IEEE Access*, 2019, vol. 7, pp. 40893-40903, doi: 10.1109/ACCESS.2019.2907300.

- [16] Ahmed, K. Y., Bin Yahaya N. Z., Asirvadam V. S., Saad N., Kannan R., Ibrahim O. "Development of Power Electronic Distribution Transformer Based on Adaptive PI Controller," in *IEEE Access*, 2018, vol. 6, pp. 44970-44980, doi: 10.1109/ACCESS.2018.2861420.
- [17] Alshareef M., Lin Z., Li F., Wang F. "A grid interface current control strategy for DC microgrids," in *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, 2021, vol. 5, no. 3, pp. 249-256, doi:10.30941/CESTEMS.2021.00028.
- [18] Imtiaz B., Zafar I., and Yuanhui C. "Modelling of an Optimized Micro grid Model by Integrating DG Distributed Generation Sources to IEEE 13 Bus System", *European Journal of Electrical Engineering and Computer Science*, 2021, vol.5, no.2, pp.18-25, doi:10.24018/ejece.2021.5.2.309.
- [19] Farrokhhabadi M., König S., Cañizares C. A., Bhattacharya K., Leibfried T. "Battery Energy Storage System Models for Micro grid Stability Analysis and Dynamic Simulation," 2018, in *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 33, no. 2, pp. 2301-2312, doi: 10.1109/TPWRS.2017.2740163.
- [20] Mahela O. P., Khan B., Alhelou H. H., P. Siano. "Power Quality Assessment and Event Detection in Distribution Network With Wind Energy Penetration Using Stock well Transform and Fuzzy Clustering," in *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, 2020, vol. 16, no. 11, pp. 6922-6932, doi: 10.1109/TII.2020.2971709.
- [21] Vinnikov D., Roasto I., Strzelecki R., and M. Adamowicz. "Step-Up DC/DC Converters With Cascaded Quasi-Z-Source Network," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2012, vol. 59, no. 10, pp. 3727-3736, doi: 10.1109/TIE.2011.2178211.
- [22] Shen H., Zhang B., and Qiu D., "Hybrid Z-Source Boost DC-DC Converters," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2017, vol. 64, no. 1, pp. 310-319, doi: 10.1109/TIE.2016.2607688.
- [23] Haji-Esmaili M. M., Babaei E., and M. Sabahi. "High Step-Up Quasi-Z Source DC-DC Converter," in *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2018, vol. 33, no. 12, pp. 10563-10571, doi: 10.1109/TPEL.2018.2810884

Information about authors.



Sathish Ch.,
Research Scholar,
Department of
Electrical and
Electronics
Engineering,
Annamalai University,
Tamil Nādu, India,
The field of Scientific
Interest is the power
system,
Email:
anusmin2@gmail.com



Manikandan M.,
Ph.D., Professor,
Department of Electrical and
Electronics Engineering,
Jyothismathi Institute of
Technology and science,
Telangana, India, Field of
scientific interest is Power
Quality in Electrical
Distribution systems,
Email:
cm.manikandan@gmail.com



Chidambaram I.A.,
Ph.D., Professor,
Department of
Electrical and
Electronics
Engineering,
Annamalai University,
Tamil Nādu, India, Field
of scientific interest is
Power Quality in
Electrical Distribution
systems.
Email:
driacdm@gmail.com

Investigation of Steady State Two-Phase Short Circuit Modes Of Phase-Shifting Autotransformer with Hexagon Scheme and with Adjusting Autotransformer

Bosneaga V., Suslov V.

Institute of Power Engineering
Kishinau, Republic of Moldova

Abstract. The purpose of work is to investigate two - phase short-circuiting modes of new autotransformer FACT's - type device and is intended for power systems flexible connection. The developed mathematical model contains the main phase-shifting and additional regulating autotransformers. The model allows studying of asymmetrical modes of such schemes, including the un-identical load connection in different phases of phase-shifting transformers. Visual vector diagrams of winding's voltages, currents and relative magnetic fluxes of magnetic core legs for main and regulating autotransformers for the modes with two-phase short-circuiting with and without ground have been elaborated. It is shown that significant distortions of the polygon shape occurred. It is revealed that in two-phase short - circuiting mode without ground, and the loads identically connected in different phases, the relative magnetic fluxes of the legs of main and regulating autotransformers are asymmetrical, but their sum is zero, and the magnetic flux does not come out into surrounding space. Load currents in this mode contain only direct and reverse sequences components. When the load is un-identically connected in different phases, significant zero-sequence currents occur, and magnetic flux goes out into surrounding space. However, load currents do not contain symmetrical components of zero sequence. A similar analysis of two-phase short circuit modes with ground showed that even with the identical connection of the loads, there is zero sequence both in the magnetic fluxes and in the load currents. Moreover, zero sequence is present when the load is connected differently on the phases.

Keywords: phase - shifting autotransformer, power systems flexible connection, two - phase short circuit, symmetrical components of currents, voltages, magnetic fluxes.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.05>

UDC: 621.314.2

Investigarea modurilor staționare de scurtcircuit bifazat ale autotransformatorului cu decalaj de fază cu schema hexagonală și autotransformatorului de reglare

Bosneaga V., Suslov V.,

Institutul de Energetică, Chișinău, Republica Moldova

Rezumat. Scopul lucrării este cercetarea modurilor de scurtcircuit bifazat a dispozitivului nou de tip FACTS cu autotransformatoare pentru interconectarea flexibilă sistemelor energetice. A fost elaborat modelul matematic, care conține autotransformator principal cu decalaj de fază și unul suplimentar de reglare. Modelul permite cercetarea modurilor asimetrice ale astfel de circuite, inclusiv cu conexiunea diferită a sarcinii pe faze diferite. Sunt calculate valorile curenților și tensiunilor înfășurărilor în moduri de scurtcircuit bifazate fără și cu pământ. Sunt construite diagrame vectoriale ale tensiunilor, curenților înfășurărilor și fluxurilor magnetice relative ale coloanelor miezului pentru ambele autotransformatoare, care explică particularitățile regimurilor de funcționare a noului dispozitiv. Este demonstrat că în astfel de moduri există distorsiuni semnificative a formei poligonului de tensiuni în autotransformatorul principal. A fost evidențiat că în modul de scurtcircuit bifazat fără pământ și conectarea sarcinii similară în diferite faze, fluxurile magnetice relative ale coloanelor miezului în autotransformatoare sunt asimetrice, dar suma lor este zero și fluxul magnetic nu iese din miez. Curenții de sarcină în acest mod conțin numai componente de secvență pozitivă și negativă. În cazul conexiunii inegale a sarcinii, suma fluxurilor magnetice nu este egală cu zero și apar fluxuri semnificative cu secvență zero. Însă curenții de sarcină nu conțin secvență zero. O analiză similară a modurilor de scurtcircuit bifazat la pământ a arătat că în aceste moduri, chiar și la conexiunea similară de sarcină în diferite faze există secvența zero atât în fluxurile magnetice, cât și în curenții de sarcină. Cu atât mai mult, secvența zero este prezentă atunci când sarcina este conectată diferit pe faze.

Cuvinte-cheie: autotransformatoare pentru decalaj de fază, interconectarea flexibilă sistemelor energetice, scurtcircuit bifazat, componente simetrice, fluxurile magnetice.

**Исследование установившихся режимов двухфазного короткого замыкания
фазоповоротного автотрансформатора по схеме шестиугольника
с регулировочным автотрансформатором
Бошняга В.А., Суслов В.М.**

Институт энергетики, Кишинев, Республика Молдова

Аннотация. Целью работы является исследование режимов двухфазного короткого замыкания нового автотрансформаторного устройства для гибкой связи энергосистем, принадлежащего к классу устройств типа FACTS. Поставленная цель достигается посредством разработки математической модели новой схемы автотрансформаторного устройства, содержащего основной фазоповоротный и дополнительный регулировочный автотрансформаторы. Она позволяет исследовать несимметричные режимы таких схем, в том числе и при неодинаковом подключении нагрузки в разных фазах и является удобным инструментом для исследования фазосдвигающих трансформаторов. Наиболее важные результаты состоят в нахождении режимных параметров устройства при двухфазном коротком замыкании (д.к.з.) без земли и с землей. Построены наглядные векторные диаграммы напряжений, токов обмоток и относительных магнитных потоков стержней магнитопроводов, поясняющие особенности рассмотренных режимов работы нового устройства. Показано, что в таких режимах возникают существенные искажения формы многоугольника напряжений обмоток основного автотрансформатора, сопровождающиеся существенным изменением углов напряжений обмоток одной и той же фазы и даже их взаимным пересечением. Выявлено, что в режиме д.к.з. без земли при одинаковом подключении нагрузки в фазах относительные магнитные потоки стержней основного и регулировочного автотрансформаторов несимметричны, однако сумма их равна нулю. Токи нагрузки в этом режиме содержат только составляющие прямой и обратной последовательностей. При неодинаковом подключении нагрузки сумма магнитных потоков не равна нулю и возникают значительные потоки нулевой последовательности. Однако токи нагрузки не содержат симметричных составляющих нулевой последовательности. Анализ режимов д.к.з. с землей показал, что в данных режимах имеется существенная нулевая последовательность как в магнитных потоках, так и в токах нагрузки, и она проявляется сильнее при неодинаковом подключении нагрузки. Значимость работы состоит в исследовании нового варианта реализации гибкой связи энергосистем переменного тока без использования промежуточного преобразования в постоянный ток.

Ключевые слова: фазоповоротное автотрансформаторное устройство, гибкая связь энергосистем, двухфазное короткое замыкание, симметричные составляющие токов, напряжений, магнитных потоков.

ВВЕДЕНИЕ

Известно, что фазоповоротные трансформаторы являются эффективным средством управления потоками мощности в сложносоединенных электрических сетях. В частности, они позволяют перераспределять нагрузку параллельно работающим электропередам различного класса напряжения, в том числе и в линиях межсистемной связи на переменном токе [1-9]. Кроме использования в стационарных режимах, при условии их обеспечения быстродействующими коммутирующими аппаратами, они могут приобретать свойства устройств типа FACTS (Flexible Alternating Current Transmission), что позволяет их также использовать для управления переходными процессами [10-17]. С учетом этой их новой роли и развития тенденции повышения управляемости электрических сетей путем внедрения элементов smart grid возрастает актуальность исследований различных новых технических решений, связанных с

регулированием величины и фазы векторов напряжений в электрической сети в стационарных и переходных режимах. В связи с реализованным в текущем году включением энергосистем республики Молдова и Украины на параллельную работу с европейской энергосистемой ENTSO-E и намечаемым усилением электрических связей энергосистем Молдовы и Румынии приобретает актуальность вопрос о будущем оптимальном перераспределении нагрузки между параллельно работающими линиями различных классов напряжения в объединенной энергосистеме и регулировании перетоков мощности по линиям межсистемной связи.

Данная работа является продолжением ранее выполненных работ по исследованию нового устройства гибкой межсистемной связи автотрансформаторного типа [18] и посвящена исследованию режимов двухфазного короткого замыкания (д.к.з.) для новой схемы фазоповоротного автотрансформатора на базе многоугольника,

дополненного регулировочным автотрансформатором [19]. Целью исследования является расчет таких режимов и анализ их особенностей, которые могут влиять на возможности реализации и функционирования данного устройства. Рассматриваемое в данной работе техническое решение, базируется на достижениях твердотельной электроники [20 - 25], однако не содержит звена постоянного тока, что является определенным преимуществом. В связи бурным развитием в последние десятилетия технологий «FACTS» появилось большое количество различных управляемых с помощью полупроводниковых коммутаторов устройств. К ним можно отнести, например, устройства типа UPFC-«Unified Power Flow Controller». Эти устройства обеспечивают регулирование параметров режима электрической сети, таких как величина и фаза напряжения в узле, потока активной и реактивной мощностей в сети [26, 27]. Однако, для обеспечения гибкой управляемой связи несинхронно работающих энергосистем угол фазового сдвига между векторами напряжений систем должен изменяться в полном диапазоне $0 - 360^\circ$, что не обеспечивается упомянутыми устройствами.

В данной работе проведено исследование режимов д. к. з., которые могут возникать в процессе эксплуатации, с целью определения максимальных токов и напряжений обмоток устройства для оценки допустимой продолжительности таких режимов, а также необходимости разработки и применения мер защиты при их возникновении. Исследования были проведены с помощью пакета МАТЛАБ - СИМУЛИНК, который является, пожалуй, самым распространенным средством для моделирования FACTS устройств [28, 29]. Рассмотрено также влияние несимметричного подключения нагрузки по фазам, что также может происходить при эксплуатации. Это позволит в дальнейшем, после более детального изучения других режимов работы, сделать вывод о перспективах практического использования предлагаемого технического решения и проблемах, которые необходимо при этом решить.

I. Исследование режима двухфазного короткого замыкания нагрузки без земли

На рис. 1 приведена условная схема соединения обмоток основного

автотрансформатора в шестиугольник (они показаны зачерненными прямоугольниками). Причем они изображены в виде двух групп из 3-х последовательно соединенных обмоток,

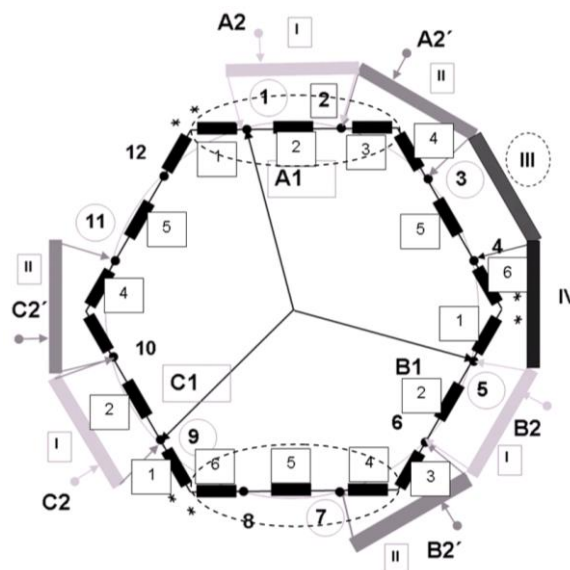


Рис. 1. Схема возможных вариантов подключения регулирующего дополнительного автотрансформатора.

Fig. 1. Scheme of possible options for connecting of regulating additional autotransformer.

составляющих противоположные стороны шестиугольника для каждой фазы. Например, это обмотки №1-6 (цифры в квадратах), отмеченные пунктирным овалом для одной из фаз основного автотрансформатора. Там же показаны некоторые варианты подключения обмоток дополнительного автотрансформатора к обмоткам многоугольника в процессе кругового регулирования угла фазового сдвига (показаны прямоугольниками с различными градациями серого фона, от светло-серого до черного).

Эти варианты подключения дополнительного автотрансформатора на рис.1 обозначены римскими цифрами от I до IV. Кроме того, стрелками A2, B2 и C2 показаны места подключения нагрузки к отводам регулировочной обмотки дополнительного автотрансформатора. Отметим, что в работе рассматриваются режимы как с одинаковым подключением нагрузки к регулировочным обмоткам фаз, так и с рассогласованием подключения нагрузки в разных фазах, которые тоже могут иметь место при неправильной работе коммутирующих устройств. Причем

рассматривается рассогласование в одной из фаз, а места подключения нагрузки показаны далее на векторных диаграммах (ВД) напряжений. Регулировочная обмотка в данном случае состоит из 6-ти одинаковых последовательно соединенных частей с 7-ю отводами, к которым может быть подключена нагрузка. В принципе, для получения полной картины происходящих в устройстве в несимметричных режимах процессов, необходимо рассмотреть их при всех 4-х возможных положениях автотрансформатора, при которых режимы будут разные даже при одинаковой нагрузке. Однако, исходя из опыта предыдущих расчетов, было решено сосредоточиться на анализе процессов в положении «III» (см. рис.1, справа сверху, обведено пунктиром). В этом положении нагрузка расположена «дальше» от источника питания и влияние сопротивлений рассеяния трансформаторов будет максимальным. Остальные режимы можно будет при необходимости рассмотреть впоследствии дополнительно. Поэтому в этом разделе будет исследована симметричная схема подключения всех фаз регулирующего автотрансформатора, обозначенная символом «III». Несимметрия будет определяться наличием д. к. з. нагрузки с землей или без, а нагрузка в разных фазах может быть подключена как одинаково, так и с рассогласованием по фазам. Для того, чтобы иметь базу для сравнения величин в несимметричных режимах сначала приведем результаты расчета симметричного режима номинальной нагрузки при подключении

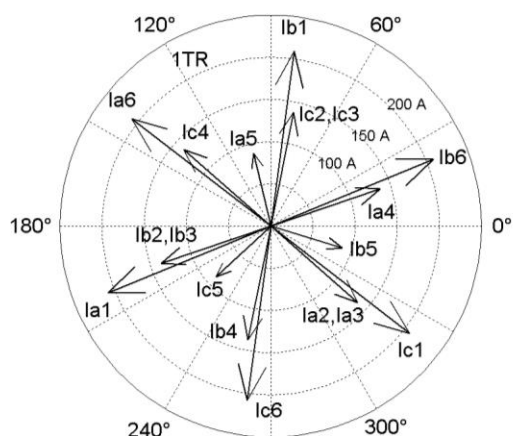


Рис. 2. ВД токов обмоток шестиугольника при подключении нагрузки к середине регулировочной обмотки.

Fig. 2. Vector diagram (VD) of hexagon windings currents at symmetrical load connection to the middle tap of the regulation winding.

нагрузки в середине регулировочной обмотки автотрансформатора. На рис.2 приведена ВД токов обмоток основного автотрансформатора. Из векторной диаграммы рис.2 видно, что соблюдается симметрия токов частей обмоток соответствующих фаз. Кроме того, есть пары совпадающих токов в частях одной обмотки, соединенных последовательно, а также токи, находящиеся в противофазе в частях обмоток разных фаз, также соединенных последовательно. Например, для рассматриваемой схемы «III» должны быть одинаковы токи I_{a2} и I_{a3} , а ток I_{c4} равен им по модулю, но находится в противофазе к ним. Аналогично на рис. 3 для дополнительного автотрансформатора приведена ВД токов в его обмотках.

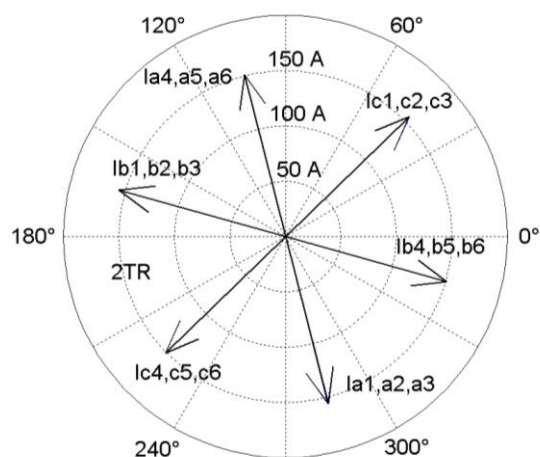


Рис. 3. ВД токов в обмотках регулирующего автотрансформатора.

Fig. 3. VD of currents in the windings of regulation autotransformer.

На ней видны симметрия токов и их равенство в частях обмоток, соединенных последовательно. Например, токи I_{a1} , I_{a2} и I_{a3} в частях регулировочной обмотки фазы А автотрансформатора одинаковы и находятся в противофазе к токам I_{a4} , I_{a5} и I_{a6} во второй половине регулировочной обмотки.

Отметим, что в симметричном режиме номинальной нагрузки вектора напряжений обмоток шестиугольника образуют симметричный шестиугольник.

Напряжения регулировочных обмоток дополнительного автотрансформатора также образуют симметричную систему и прилегают к соответствующим векторам обмоток шестиугольника, параллельно

которым они подключены согласно схеме рис. 1. При симметричном коротком замыкании через сопротивление 5 Ом картина напряжений существенно изменяется в соответствии с рис. 4. Синими отрезками показаны вектора напряжений питающей системы А, В и С, черными - напряжения на нагрузке. Фазное напряжение источника питания равно $110/\sqrt{3}$ кВ. Здесь и далее на ВД напряжений стрелки, указывающие

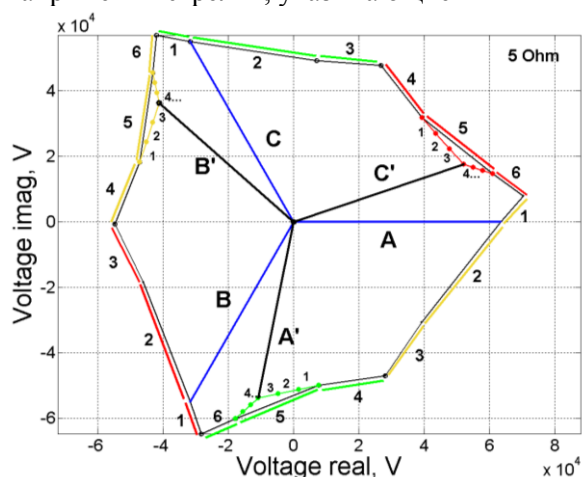


Рис. 4. ВД напряжений обмоток основного шестиугольника и регулирующего автотрансформатора при симметричном к. з.
 Fig. 4. VD of voltages of the main hexagon (polygon in this case and further) and regulating autotransformer windings at symmetrical short circuit (s. c.).

направление векторов для простоты начертания опущены. Видно, что имеет место падение напряжения на сопротивлениях трансформаторов, вследствие чего напряжение на нагрузке существенно ниже питающего. Симметричный шестиугольник также заметно деформирован, де факто он превратился в некоторый многоугольник ввиду взаимного расхождения фазовых углов напряжений обмоток, расположенных на одном и том же стержне магнитопровода. Для наглядности напряжения обмоток разных фаз основного трансформатора подкрашены различными цветами, все обмотки, принадлежащие одной фазе, обозначены одним цветом. Цифрами 1-6 обозначены обмотки основного автотрансформатора (более крупный шрифт) и дополнительного автотрансформатора (более мелкий шрифт). Видно, что вследствие падения напряжения в обмотках параллельность векторов напряжений обмоток одноименных фаз, обозначенных одинаковым цветом,

нарушена. Вследствие влияния большой нагрузки середины регулировочных обмоток автотрансформатора, куда она подключена, смещены в сторону центра шестиугольника.

Рассмотрим далее несимметричный режим в результате д. к. з. нагрузки без земли через сопротивление 2 Ом при подключении нагрузки к **средним отводам** регулировочной обмотки автотрансформатора. При таком замыкании шестиугольник напряжений основных обмоток существенно искажается в соответствии с рис. 5.

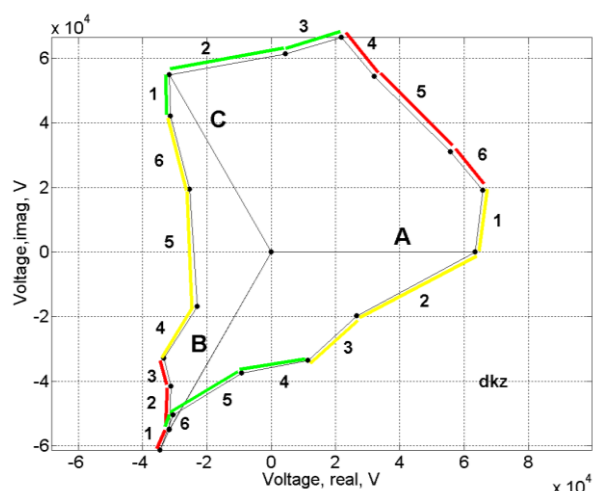


Рис. 5. ВД напряжений на обмотках основного шестиугольника при д. к. з. без земли.
 Fig. 5. VD of the main hexagon windings voltages during two-phase s. c. without ground.

Аналогично предыдущему, разными цветами показаны напряжения обмоток разных фаз, а обмотки фаз, расположенные на одном стержне, выделены одинаковым цветом. Видно, что в таком режиме имеет место сильное искажение шестиугольника напряжений основных обмоток.

Рассмотрим далее магнитные потоки в стержнях магнитопроводов основного и дополнительного автотрансформаторов. На рис. 6 представлена ВД относительных магнитных потоков и их разложение на симметричные составляющие для основного трансформатора. Видно, что присутствуют только составляющие прямой и обратной последовательности. Составляющие прямой последовательности обозначены через a_1, b_1, c_1 , а составляющие обратной как a_2, b_2, c_2 . Как следует из рис. 6, относительные магнитные потоки фаз, обозначенные буквами А, В и С при данном повреждении несимметричны, а поток фазы А превышает

номинальную величину приблизительно на 20%. При этом отсутствуют составляющие нулевой последовательности. Сумма потоков

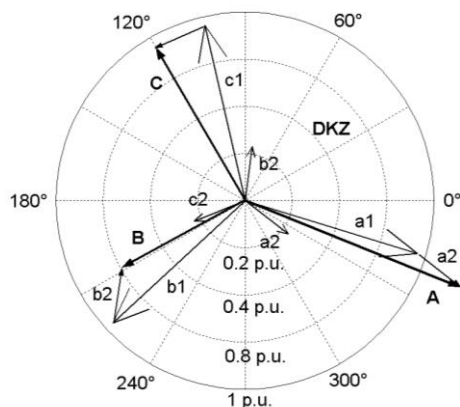


Рис. 6. ВД относительных магнитных потоков и их разложение на симметричные составляющие для основного автотрансформатора.

Fig. 6. VD of relative magnetic fluxes and their decomposition into symmetrical components for the main autotransformer.

стержней равна нулю, поток не выходит в окружающее пространство.

На следующем рис. 7 для вспомогательного автотрансформатора показана ВД относительных магнитных потоков и их разложение на симметричные составляющие. И в данном случае магнитные потоки стержней несимметричны и отсутствуют составляющие нулевой последовательности.

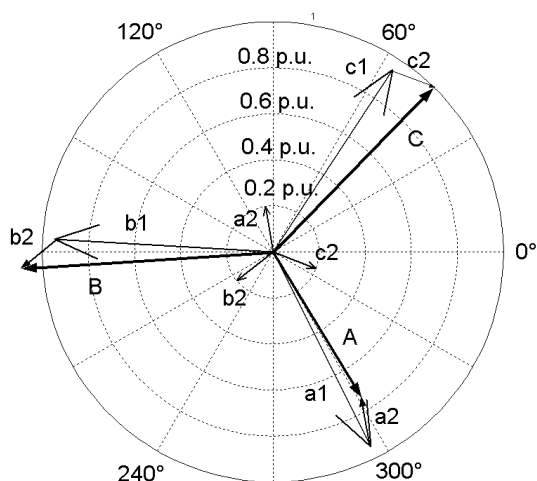


Рис. 7. ВД относительных магнитных потоков и их разложение на симметричные составляющие для вспомогательного автотрансформатора.

Fig. 7. VD of relative magnetic fluxes and their decomposition into symmetrical components for an auxiliary autotransformer.

Моделирование данного режима показало, что токи всех обмоток основного трансформатора и автотрансформатора значительно больше номинальных и все они направлены в основном вдоль одной прямой, вследствие чего ВД здесь не приводятся.

На рис. 8 приведены токи в нагрузке I_{na} и I_{nb} вместе с разложением на симметричные составляющие. Они значительно больше номинальных и направлены вдоль одной прямой.

Очевидно, что в них присутствуют только составляющие прямой и обратной последовательностей. Ток нагрузки «здоровой» фазы С по сравнению с токами к.з. очень мал (≈ 300 А) и на рисунке не показан.

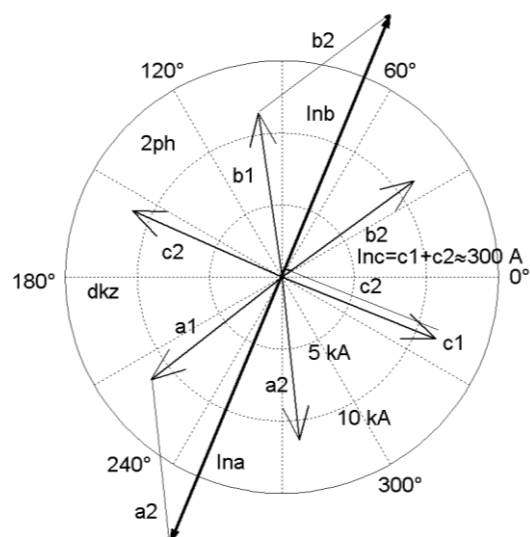


Рис. 8. Токи нагрузки при д. к. з. без земли и их разложение на симметричные составляющие..

Fig. 8. Load currents at two - phase s. c. without ground and their decomposition into symmetrical components.

Рассмотрим далее, как влияет несогласованное подключение нагрузки в разных фазах к отводам регулировочной обмотки автотрансформатора в режиме д. к. з. Зададим несогласованное подключение нагрузки к отпайкам регулировочных обмоток дополнительного автотрансформатора в соответствии с рис. 9, где условно показаны все 7 отводов фаз А, В и С регулировочного автотрансформатора в виде 0 и 1. Задание единицы «1» во второй позиции первой фазы А соответствует подключению нагрузки ко 2-му отводу. Причем подключение нагрузки со смещением выполнено в той же фазе, где есть к. з. нагрузки. При этом в фазах В и С нагрузка

подключена к среднему отводу (задание единицы в средней позиции соответствует

[0 1 0 0 0 0 0]

Управление А, Control A

[0 0 0 1 0 0 0]

Управление В, Control B

[0 0 0 1 0 0 0]

Управление С, Control C

Рис. 9. Окно модели для изменения способа подключения нагрузки со смещением ее в фазе А к левому концу регулировочной обмотки.

Fig. 9. Model's window for changing the connection of load by its shift in phase A to the left end of the regulation winding.

подключению нагрузки к среднему отводу).

Приведем сначала результат моделирования напряжений обмоток шестиугольника. На рис.10 показана ВД напряжений обмоток многоугольника для данного случая.

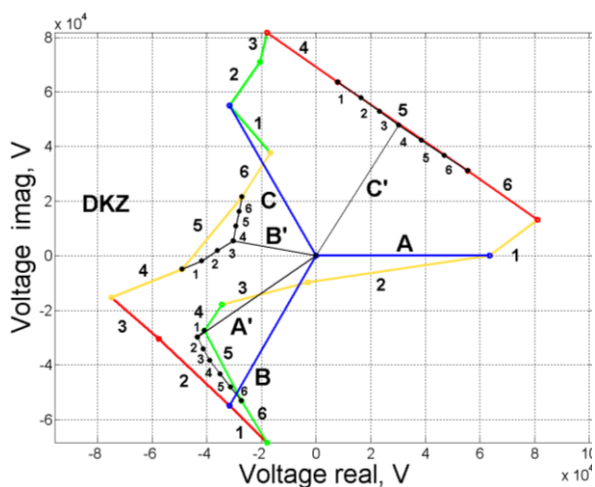


Рис. 10. ВД напряжений обмоток шестиугольника при смещенном положении нагрузки в фазе А автотрансформатора.

Fig. 10. VD of the hexagon windings voltages at displaced load position in phase A of the autotransformer.

Эта ВД отличается от предыдущей, показанной на рис. 5, тем, что кроме напряжений основных обмоток, показаны также напряжения обмоток вспомогательного автотрансформатора, подключенных к определенным отводам шестиугольника.

На ней видно, что каждая из регулировочных обмоток автотрансформатора состоит из 6 частей,

разделенных черными точками, к которым может быть подключена нагрузка, и что нагрузка одной из фаз А' подключена не к средней точке регулировочной обмотки, а со смещением.

Также можно заметить, как изменяются напряжения регулировочной обмотки в разных фазах и их расположение относительно напряжений обмоток основного шестиугольника.

Например, в фазе шестиугольника, обозначенной красным цветом, нет короткого замыкания нагрузки, и она подключена к середине регулировочной обмотки. В этом случае напряжения частей регулировочной обмотки и части обмотки основного автотрансформатора, куда она подключена, практически совпадают по фазе.

В то же время напряжения других регулировочных обмоток (обозначены черным цветом) «оттянуты» в сторону закороченной нагрузки.

Анализируя полученный результат, можно сделать вывод о том, что искажение шестиугольника кардинальным образом зависит не только от вида замыкания, но и от отвода, куда подключена замыкаемая нагрузка.

Рассмотрим величины относительных магнитных потоков, возникающих при наличии рассогласования в положении нагрузки. На рис. 11 показана ВД относительных магнитных потоков и их

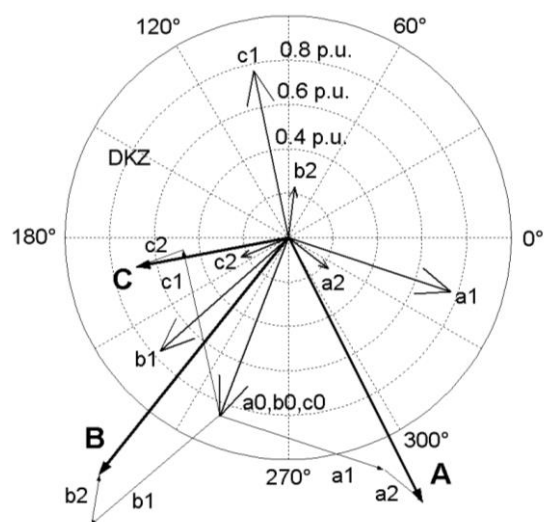


Рис. 11. ВД относительных магнитных потоков и разложение на симметричные составляющие для основного автотрансформатора.

Fig. 11. VD of leg's relative magnetic fluxes and decomposition into symmetrical components for the main autotransformer.

разложение на симметричные составляющие для основного автотрансформатора. На нем видно, что присутствуют составляющие всех трех последовательностей: прямой (a_1, b_1, c_1), меньшие по величине составляющие обратной последовательности (a_2, b_2, c_2), и составляющие нулевой последовательности (a_0, b_0, c_0).

Утолщенными линиями изображены результирующие вектора относительных магнитных потоков в стержнях основного трансформатора (А, В и С). Из полученных результатов видно, что симметрия магнитных потоков существенно нарушена, а их величина в фазах А и В превышает приблизительно на 40% номинальное значение потока.

Это означает, что в этом режиме могут насыщаться соответствующие стержни магнитопровода.

На следующем рис. 12 показана ВД относительных магнитных потоков и их разложение на симметричные составляющие для регулировочного автотрансформатора.

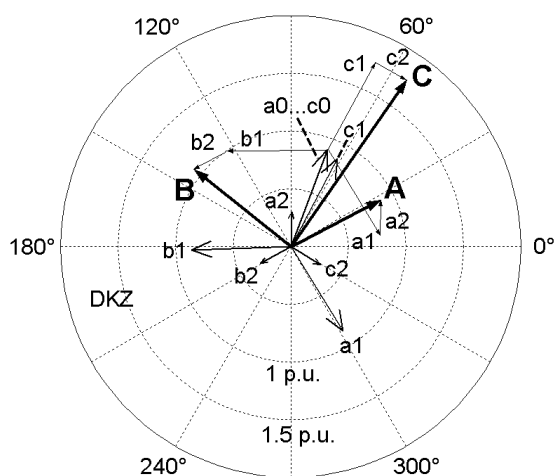


Рис. 12. ВД относительных магнитных потоков и разложение на симметричные составляющие для вспомогательного автотрансформатора.

Fig. 12. VD of relative magnetic fluxes and decomposition into symmetrical components for auxiliary autotransformer.

На нем видно присутствие составляющих всех трех последовательностей: прямой (a_1, b_1, c_1), меньших по величине составляющих обратной последовательности (a_2, b_2, c_2), и составляющих нулевой последовательности (a_0, b_0, c_0). Аналогично предыдущему утолщенными линиями изображены результирующие вектора

относительных магнитных потоков в стержнях регулирующего автотрансформатора (А, В и С).

Симметрия магнитных потоков существенно нарушена, а величина относительного магнитного потока в фазе С более существенно (около 70%) чем в основном автотрансформаторе, превышает номинальное значение потока.

Это означает, что в этом режиме насыщение данного стержня будет еще более заметным и должны быть приняты соответствующие меры для ограничения его влияния. Таким образом, рассогласование в подключении нагрузки по фазам приводит к возникновению потоков нулевой последовательности в магнитопроводах обоих автотрансформаторов даже в случае д.к.з. без земли.

Рассмотрение токов нагрузки в данном режиме показало (аналогично предыдущему режиму без рассогласования подключения нагрузок в разных фазах ВД показанному на рис. 8), что и в данном режиме в токах нагрузки нет токов нулевой последовательности.

Таким образом, при д.к.з. без земли имеют место существенные искажения формы шестиугольника напряжений обмоток основного автотрансформатора. Это сопровождается соответствующим искажением и напряжения на нагрузке. При этом наблюдается и значительное искажение магнитных потоков в стержнях основного и вспомогательного автотрансформаторов, но, как показало моделирование, потоки замыкаются в пределах магнитопровода. Однако при рассогласованном по фазам подключении нагрузки появляется поток нулевой последовательности, выходящий в окружающее пространство.

II. ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМА ДВУХФАЗНОГО КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ НАГРУЗКИ С ЗЕМЛЕЙ

В данном разделе рассмотрим особенности режима д.к.з. с землей, которое моделируется путем задания сопротивлений нагрузки двух фаз равными 1 Ом и соединением нейтральной точки звезды нагрузки с землей. Сначала проанализируем результаты моделирования для самого простого случая, когда нагрузки фаз подключены одинаково к **серединам**

регулирующих обмоток дополнительного автотрансформатора.

ВД напряжений обмоток шестиугольника показана на рис. 13. Видно, что по сравнению с симметричным режимом к. з. на рис. 4, многоугольник напряжений обмоток претерпевает значительные искажения, вызванные не только изменением углов напряжений обмоток одной и той же фазы, но и их взаимными пересечениями. При этом в отдельных точках соединения обмоток (например, в точках, показанных красными

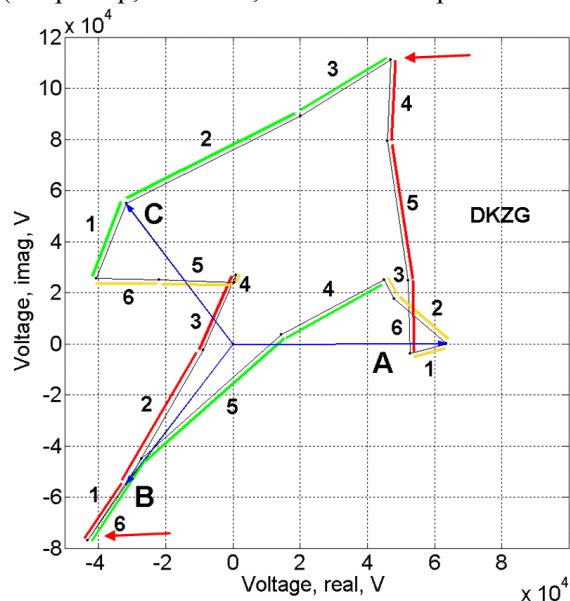


Рис. 13. ВД напряжений обмоток основного автотрансформатора при д.к.з. с землей и подключением нагрузки к середине регулировочной обмотки.

Fig. 13. VD of the main autotransformer windings voltages at double-phase s. c. with ground and load connection to the middle of the regulation winding.

стрелками на рис. 13) напряжения относительно земли могут почти в полтора раза превышать фазные, имеющиеся в нормальном режиме. Такой режим не должен существовать длительно и необходимо принять соответствующие меры для его ликвидации, а также обеспечить изоляцию обмоток, выдерживающую кратковременные возможные перенапряжения.

Рассмотрим далее величины относительных магнитных потоков в стержнях магнитопровода в данном режиме.

На рис. 14 показана ВД относительных магнитных потоков в стержнях основного автотрансформатора при д.к.з. с землей и подключении нагрузки к середине

регулирующей обмотки дополнительного автотрансформатора.

Аналогично предыдущему, приведены вектора симметричных составляющих относительных потоков стержней, в данном случае есть симметричные составляющие всех трех последовательностей-нулевой (обозначены как a_0 , b_0 и c_0), прямой (обозначены как a_1 , b_1 и c_1) и обратной последовательности (a_2 , b_2 и c_2). Видно, что вектора нулевой последовательности имеют наибольшие значения, а обратной последовательности - наименьшие. Складывая соответствующие вектора разных последовательностей,

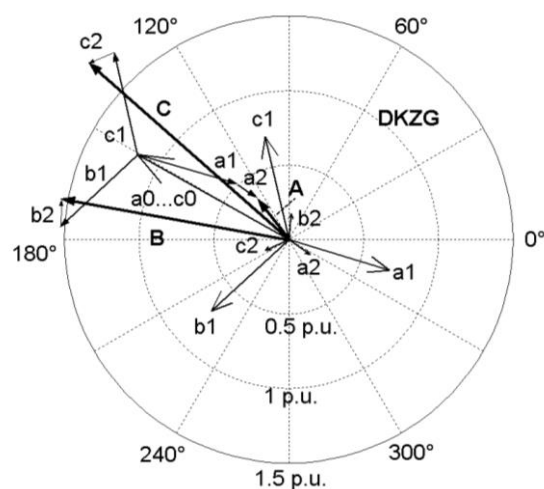


Рис. 14. ВД относительных магнитных потоков в стержнях основного автотрансформатора при д.к.з. с землей и нагрузкой в середине регулировочной обмотки автотрансформатора.

Fig. 14. VD of leg's relative magnetic fluxes for the main autotransformer at double-phase s.c. with ground and load in the middle of regulation autotransformer winding.

получим вектора реальных относительных магнитных потоков в стержнях основного трансформатора А, В и С. Видно что система магнитных потоков в этом режиме значительно искажена, причем потоки фаз В и С существенно превышают номинальные значения в 1 о.е. Это означает, что в реальном трансформаторе ввиду нелинейности кривой намагничивания стержни данных фаз будут испытывать сильное насыщения. Для более точного расчета таких режимов необходимо учитывать нелинейность характеристики намагничивания.

На следующем рис.15 показана ВД относительных магнитных потоков в стержнях дополнительного

автотрансформатора в этом же режиме д. к. з. с землей и подключении нагрузки к середине его регулировочной обмотки. Видно, что и в стержнях регулирующего автотрансформатора относительные потоки существенно несимметричны и содержат потоки всех трех последовательностей.

Кроме того, относительные потоки двух фаз сильно превышают номинальные и соответствующие стержни могут переходить в режим насыщения.

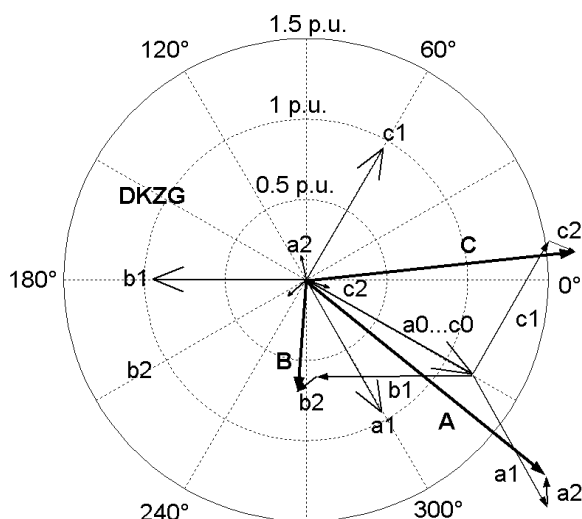


Рис. 15. ВД относительных магнитных потоков в стержнях дополнительного автотрансформатора при д. к. з. с землей и подключении нагрузки к середине его регулировочной обмотки.

Fig. 15. VD of leg's relative magnetic fluxes for the regulation autotransformer with two-phase s. c. with ground and load in the middle of regulation autotransformer winding.

Рассмотрим далее величины токов нагрузки в данном режиме.

На рис.16 представлена ВД симметричных составляющих токов нагрузки в режиме д.к.з. с землей и подключением нагрузки к серединам регулировочных обмоток.

Видно, что в токах нагрузки присутствуют все три симметричные составляющие, причем наименьшее значение имеют составляющие нулевой последовательности (a_0 , b_0 и c_0).

Токи короточенных фаз нагрузки I_{na} , I_{nb} , естественно, имеют большие значения, поэтому ток нагрузки «здоровой» фазы на этой диаграмме не виден ($I_{nc}=0$), а ток I_{nb} при выбранном масштабе выходит за рамки рисунка.

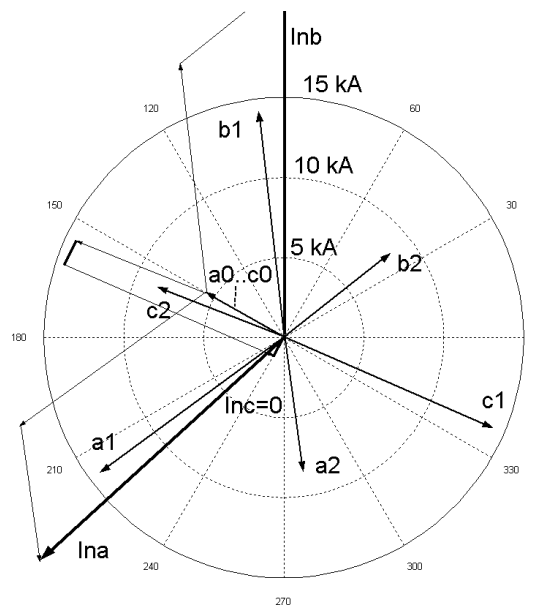


Рис. 16. ВД симметричных составляющих токов нагрузки в режиме д.к.з. с землей и подключением нагрузки к серединам регулировочных обмоток.

Fig. 16. VD of the symmetrical components of the load currents at two-phase s.c. mode with ground and load connection to the middle of the regulation windings.

Проанализируем значения токов в обмотках основного автотрансформатора.

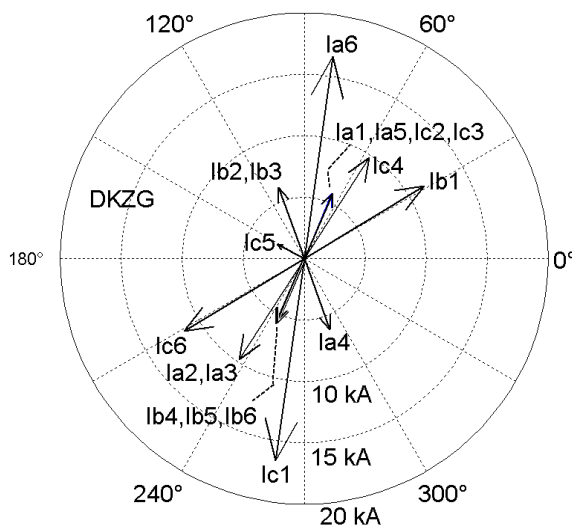


Рис. 17. ВД токов обмоток шестиугольника основного автотрансформатора.

Fig. 17. VD of currents of the main autotransformer hexagon windings.

На рис.17 показана ВД токов обмоток основного автотрансформатора, соединенных в многоугольник. Нумерация обмоток разных фаз соответствует рис.1, где номера обмоток каждой фазы указаны более мелкими

цифрами от 1 до 6 в квадратах возле обмоток. Например, для трех обмоток, к которым подключен вектор системы питающего напряжения $A1$, указаны цифры 1, 2 и 3, а для противоположных обмоток этой же фазы, составляющих шестиугольник – цифры 4, 5 и 6. Аналогично пронумерованы и обмотки остальных фаз. Из рис.17 видно, что наибольшие значения имеют противоположно направленные токи I_{a6} , I_{c1} , что соответствует последовательному включению данных обмоток в схеме рис.1. Аналогично этому наблюдается равенство модулей и противоположная фаза у токов I_{b2} , I_{b3} и I_{a4} , а также у токов I_{a2} , I_{a3} и I_{c4} и других, включенных последовательно в схеме соединения обмоток. Кроме того, имеются группы близких по величине и фазе других токов, которые отображаются практически совпадающими векторами, например, токи I_{b4} , I_{b5} и I_{b6} .

Для токов обмоток автотрансформатора, где имеются группы по 3 обмотки, соединенные в данном случае последовательно, картина получается проще и приведена на рис. 18. Токи I_{c1} , $I_{c2} \dots I_{c6}$ тех регулировочных обмоток, где нет к.з., малы и на рис.18 не показаны ($I_{c1} - I_{c6} \approx 0$). Остальные токи являются токами к.з. и направлены противоположно в частях регулировочной обмотки, разделенных нагрузкой,

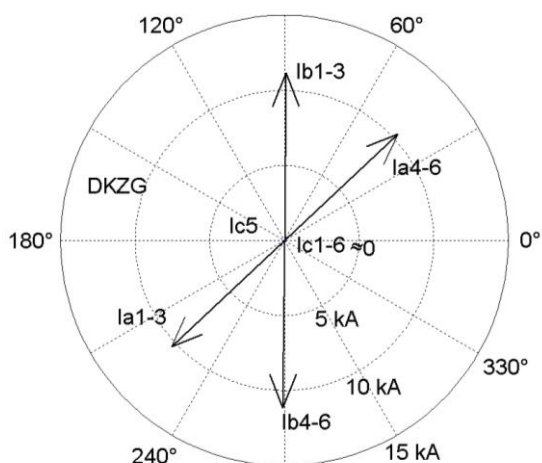


Рис. 18. ВД токов обмоток регулирующего автотрансформатора.

Fig. 18. VD of the currents of the regulating autotransformer windings.

подключенной в ее середине. Например, токи I_{b1} , I_{b2} и I_{b3} все одинаковы вследствие последовательного соединения частей

регулирующей обмотки и направлены встречно по отношению к таким же одинаковым токам из группы I_{b4} , I_{b5} и I_{b6} .

Рассмотрим далее режим, реализующийся при д.к.з. с землей и несогласованном подключении нагрузки в одной из фаз. Способ подключения нагрузки отражен на рис. 19, где в фазе А нагрузка подключена к предпоследнему справа отводу регулировочной обмотки. Этому соответствует расположение единицы (1) в предпоследней позиции в первом ряду, в то время как во 2 и 3 рядах единицы расположены в средней позиции, что обеспечивает автоматическое подключение нагрузки к серединам регулировочных обмоток данных фаз.



Рис. 19. Несогласованное подключение нагрузки к обмоткам регулировочного автотрансформатора.

Fig. 19. Different connection of the load to the windings of the regulating autotransformer.

Рассмотрим сначала, как и ранее, напряжения обмоток. Рассчитанные для данного режима напряжения обмоток основного трансформатора показаны на ВД рис. 20. Черными линиями обозначены напряжения на нагрузке (A' , B' и C'). Точками обозначены места сопряжения обмоток основного автотрансформатора, пронумерованных крупными цифрами от 1 до 6 для каждой фазы. Как и ранее, напряжения, принадлежащие обмоткам разных фаз обоих автотрансформаторов, обозначены разными цветами. Например, в фазе основного автотрансформатора, показанной зеленым цветом, имеются обмотки 1, 2 и 3 (вверху рисунка) и обмотки 4, 5 и 6 (в средней части).

Видно, что напряжения частей этой обмотки не всегда совпадают по фазе, в некоторых точках соединения обмоток наблюдаются заметные изломы. Черными

точками отмечены места соединения регулировочных обмоток, к которым может быть подключена

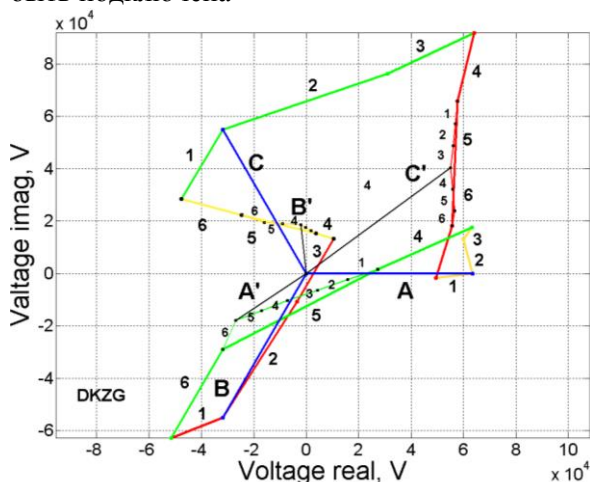


Рис. 20. ВД напряжений обмоток, составляющих шестиугольник и обмоток регулировочного автотрансформатора.
Fig. 20. VD of the voltages of main polygon windings and the windings of the regulating autotransformer.

нагрузка. Напряжения, относящиеся к регулировочным обмоткам, обозначены более мелкими цифрами от 1 до 6. Из рис.20 видно, что нагрузки, обозначенные как В' и С' подключены к серединам регулировочных обмоток, выделенных желтым и красным цветами, а нагрузка А' подключена несимметрично, между частями 5 и 6 обмотки регулировочного трансформатора, выделенной зеленым цветом.

В результате такого повреждения многоугольник основных обмоток сильно искажается, некоторые его стороны даже пересекаются между собой.

Важным является тот факт, что напряжение в точке соединения обмоток (например, в данном случае точка соединения обмоток 3 и 4, обозначенных соответственно зеленым и красным цветом, вверху рис. 20) увеличивается сверх номинального фазного в нормальном режиме до линейного значения. Это необходимо будет учитывать при проектировании изоляции обмоток для данного устройства.

Далее рассмотрим распределение относительных магнитных потоков в стержнях магнитопроводов в данном режиме. На рис. 21 приведена ВД относительных магнитных потоков в стержнях основного трансформатора при д.к.з. с землей и заданном в соответствии с рис.22

несогласованным подключением нагрузки к регулировочной обмотке автотрансформатора. Показаны относительные потоки в стержнях, обозначенные как А, В и С и их симметричные составляющие нулевой (a_0, v_0 и c_0), прямой (a_1, v_1 и c_1) и обратной (a_2, v_2 и c_2) последовательностей. Видно, что наибольшую величину имеют составляющие нулевой последовательности. Система векторов относительных магнитных потоков сильно искажена по сравнению с нормальным симметричным режимом. Потоки в двух стержнях в разы превышают номинальные значения, что свидетельствует о том, что в этом режиме будет наблюдаться насыщение магнитопровода. Поэтому для получения более корректных результатов необходимо обязательно учитывать нелинейность магнитопровода.

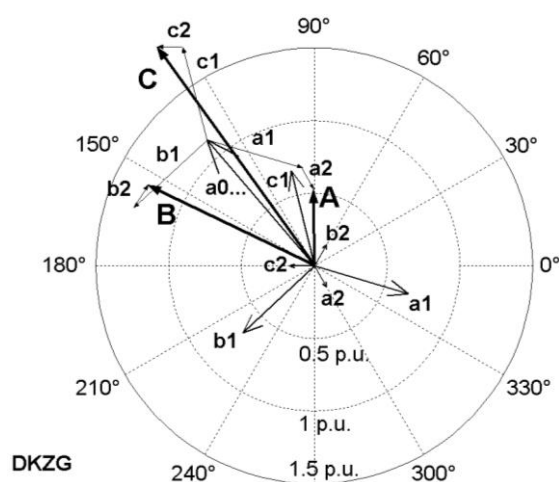


Рис. 21. ВД относительных магнитных потоков в стержнях основного автотрансформатора при д.к.з. с землей и несимметричном подключении нагрузки.

Fig. 21. VD of relative magnetic fluxes in the legs of the main autotransformer at double-phase s.c. with ground and different load connection.

Аналогичный расчет был проведен для величины относительных магнитных потоков в регулирующем автотрансформаторе, результаты в виде ВД приведены на рис. 22.

Полученные результаты похожи на предыдущие, также имеется поток нулевой последовательности.

Рассмотрим далее величины токов нагрузки в данном режиме. На рис.23. представлена ВД симметричных составляющих токов нагрузки в режиме д. к.

3. с землей и упомянутым несимметричным подключением нагрузки к регулировочным

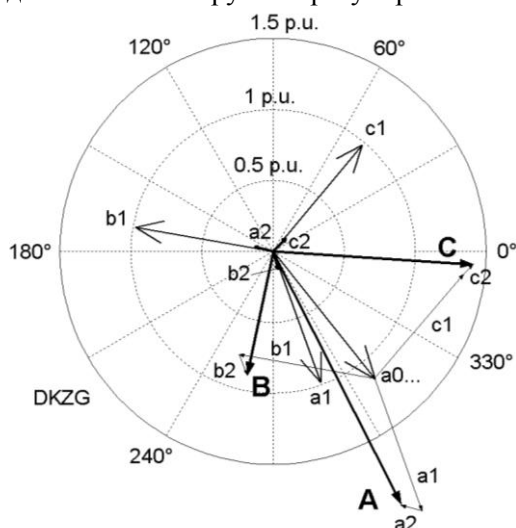


Рис. 22. ВД магнитных потоков в стержнях автотрансформатора при д.к.з. с землей и неодинаковом подключении нагрузки.
Fig. 22. VD of magnetic fluxes in autotransformer legs at double-phase s.c. with ground and different connection of the load.

обмоткам разных фаз. Видно, что в токах нагрузки присутствуют все три симметричные составляющие, причем наименьшее значение имеют составляющие нулевой последовательности (a_0 , b_0 и c_0). Токи короточенных фаз I_{na} , I_{nb} естественно имеют большие значения, характерные для токов к. з., выражаемые в кА, поэтому ток нагрузки «здоровой» фазы на этой диаграмме не виден ($I_{nc} \approx 0$), а ток I_{nb} при выбранном масштабе выходит за рамки рисунка.

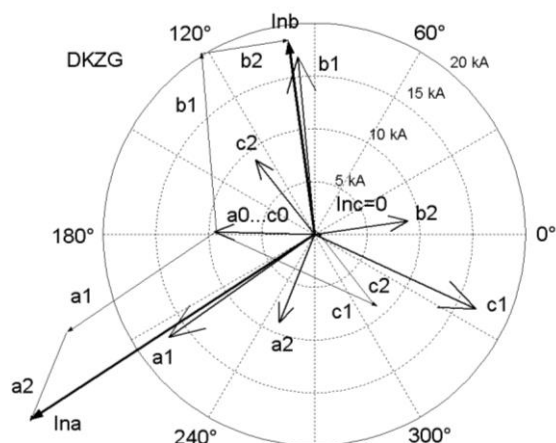


Рис. 23. ВД симметричных составляющих токов нагрузки в режиме д.к.з. с землей и неодинаковом подключении.

Fig. 23. VD of the symmetrical components of the load currents at double-phase s.c. with ground mode and different connection of load.

Теперь проанализируем закономерности распределения токов в обмотках основного и регулирующего автотрансформаторов в данном режиме. Моделирование показало, что при наличии рассогласования в подключении нагрузки по фазам общий характер распределения токов в обмотках, составляющих шестиугольник, остается приблизительно таким же, как на рис. 17, хотя имеются и некоторые различия в фазовых углах токов. Ввиду этого ВД этих токов для данного случая не приводится. Распределение же токов в обмотках регулирующего автотрансформатора существенно отличается, главным образом за счет того, что различаются результирующие числа витков частей регулировочной обмотки, через которые текут токи в нагрузку.

На рис. 24 представлена ВД токов в обмотках регулирующего автотрансформатора. Токи $I_{c1} \dots I_{c6}$ тех регулировочных обмоток, где нет к.з., малы и на рис. 24 не показаны ($I_{c1} \dots I_{c6} \approx 0$).

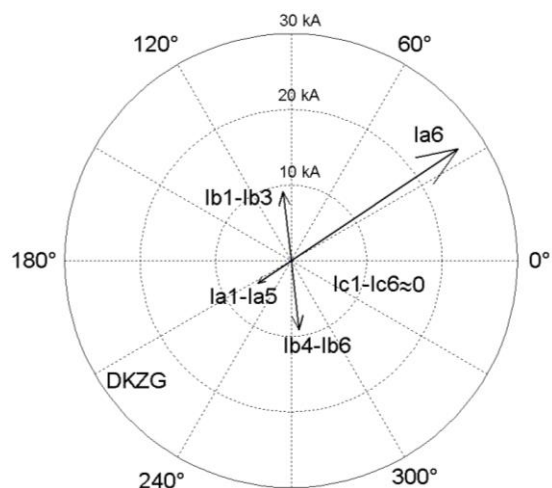


Рис. 24. ВД токов обмоток регулирующего автотрансформатора при несогласованном подключении нагрузки.
Fig. 24. VD of the windings currents of regulating autotransformer with different load connection.

Остальные токи являются токами к.з. и направлены противоположно в частях регулировочной обмотки, разделенных нагрузкой, которая подключена со сдвигом

относительно ее середины в соответствии с рис. 19. Отметим, что, как и должно быть, токи I_{b1} , I_{b2} , I_{b3} фазы В, где нагрузка включена посередине, все одинаковы вследствие последовательного соединения соответствующих частей регулировочной обмотки и направлены встречно по отношению к таким же одинаковым токам из группы I_{b4} , I_{b5} и I_{b6} . В то же время токи I_{a6} и I_{a1} - I_{a5} в частях регулировочной обмотки фазы А, где нагрузка подключена со смещением относительно середины, неодинаковы. Их соотношение соответствует количеству включенных витков регулировочной обмотки, то есть ток I_{a6} , протекающий по одной секции обмотки, приблизительно в 5 раз больше токов I_{a1} - I_{a5} , протекающих по последовательно включенным 5 секциям.

ВЫВОДЫ

1. Разработана математическая модель нового автотрансформаторного трехфазного устройства для связи энергосистем на переменном токе, содержащего два автотрансформатора – основной фазоповоротный и дополнительный регулировочный, позволяющая моделировать и исследовать как симметричные, так и практически любые его несимметричные режимы, в том числе и при несогласованном подключении нагрузки к отводам регулировочной обмотки в разных фазах. Кроме того, при определенной ее модификации, она позволит анализировать также и любые другие схемные решения, имеющие аналогичный набор трансформаторов. Т.е., модель может быть удобным инструментом для исследования трансформаторных устройств со сложными схемами соединения обмоток, характерными для фазосдвигающих трансформаторов.

2. Определены значения токов и напряжений обмоток устройства в режимах д. к. з. без земли и с землей для наиболее критичного способа подключения регулирующего автотрансформатора, в том числе и при несогласованном подключении нагрузки в разных фазах к отводам его обмотки.

Построены наглядные ВД напряжений и токов обмоток, как для основного, так и для регулирующего автотрансформаторов,

поясняющие особенности рассмотренных режимов работы предложенного устройства.

Показано, что в таких режимах возникают существенные искажения формы многоугольника, составленного из обмоток основного автотрансформатора, сопровождающиеся существенным изменением фазы векторов напряжений обмоток одного стержня и даже их взаимным пересечением.

3. Проанализировано распределение в рассмотренных режимах относительных магнитных потоков в стержнях основного и дополнительного автотрансформаторов с помощью построенных ВД.

Показано, что в режиме д.к.з. **без земли** при симметричном подключении нагрузки относительные магнитные потоки стержней основного и регулировочного автотрансформаторов несимметричны, однако сумма их равна нулю и магнитный поток не выходит в окружающее пространство.

Токи нагрузки в этом режиме содержат только составляющие прямой и обратной последовательности, и нет токов нулевой последовательности. Показано также, что **при несимметричном** подключении нагрузки в этом режиме возникают значительные потоки нулевой последовательности.

4. Проведен аналогичный анализ режимов д.к.з. **с землей**. Показано, что в этом режиме даже при симметричном подключении нагрузки имеются составляющие нулевой последовательности как в магнитных потоках, так и в токах нагрузки. Тем более они присутствуют при несимметричном подключении нагрузки. Разработанная модель апробирована для разных режимов, полученные результаты соответствуют ожидаемым, находятся в полном согласии с теорией электрических цепей. Она позволяет проводить дальнейшие исследования характеристик устройства и в других, не изученных до сих пор несимметричных режимах с целью оценки перспектив создания нового устройства гибкой межсистемной связи энергосистем без звена постоянного тока.

Литература (References)

[1] Giith G., "Static Thyristor-Controlled Regulating Transformer for AC Transmission," IEEE Interna-

- tional Conference on Thyristor and Variable Static Equipment for AC and DC Transmission, no. 205. London, November 30-December 3, 1981.
- [2] Gyugyi L. "Solid-State Control of Electric Power in AC Transmission Systems", International Symposium on Electric Energy Conversion in Power Systems', Invited Paper, no. T-IP. 4' Capri, Italy, 1989.
- [3] Mathur R. M., Basati R. S. "A Thyristor-Controlled Static Phase Shifter for AC Power Transmission," IEEE P15, vol. 100, no. 5, May 1981.
- [4] Gyugyi L. "Solid-State Control of AC Power Transmission," EPRI Conference on Flexible AC Transmission Systems (FACTS): The Future of High Voltage Transmission, Cincinnati, OH, November 14-16, 1990.
- [5] Iravani M. R., Maratukulam D. "Review of Semiconductor-Controlled (Static) Phase Shifters for Power System Applications". IEEE/PES Winter Meeting Paper no. 94 WM 182-6 PWRs, 1994.
- [6] Ooi, B.T., Dai S.Z., Galiana F.D., "A Solid-State PWM Phase-Shifter," IEEE Trans., PWRD-8, no.2, April 1993. DOI: 10.1109/61.216862.
- [7] Paweł Albrechtowicz, Jerzy Szczepanik. The Comparative Analysis of Phase Shifting Transformers. Energies 2021, 14, 4347. <https://doi.org/10.3390/en14144347>, <https://www.mdpi.com/journal/energies>.
- [8] Vidjei K., Sud. HVDC and FACTS Controllers: [Application of static converters in power systems]. Primenenie staticheskikh preobrazovatelei v energeticheskikh sistemah. Translation from Eng: "NIIA", 2009,-344 pp. (in Russian).
- [9] Integrating Power Systems across Borders. IEA Publications, International Energy Agency www.iea.org. Typeset in France by IEA - June 2019.
- [10] R. Baker, G. Guth, W. Egli, and O. Eglin, "Control Algorithm for a Static Phase Shifting Transformer to Enhance Transient and Dynamic Stability of Large Power Systems," IEEE Trans. PAS, Vol. 101, No. 9, 1982, pp. 3532-3542. DOI: 10.1109/TPAS.1982.317580
- [11] Baker, R., Guth G., Egli W., Eglin P., "Control Algorithm for a Static Phase Shifting Transformer to Enhance Transient and Dynamic Stability," IEEE PAS, vol. 101, no. 9, September 1982. DOI: 10.1109/TPAS.1982.317580
- [12] A. Edris, "Enhancement of First-Swing Stability Using a High-Speed Phase Shifter," IEEE Trans. PWRs, Vol. 6, No. 3, August 1991, pp. 1113-1118.
- [13] Thyristor-Controlled Phase Shifter (TCPS). IEEE Power Engineering Society, FACTS Overview. IEEE Special Publication 95TP108, 1995.
- [14] IEEE Power Engineering Society, FACTS Applications. IEEE Special Publication 96TP116-0, 1996.
- [15] Y. L. Tan, Y. Wang, "Nonlinear Excitation and Phase Shifter Controller for Transient Stability Enhancement of Power Systems Using Adaptive Control Law," *Int. J. Electrical Power & Energy Systems*, Vol. 18, No. 6, 1996, pp. 397-403.
- [16] F. Jiang, S. Choi, G. Shrestha. "Power System Stability Enhancement Using Static Phase Shifter," *IEEE Trans. PWRs*, Vol. 12, No. 1, 1997, pp. 207-214.
- [17] Bindeshwar Singh, K.S. Verma, Pooja Mishra, Rashi Maheshwari, Utkarsha Srivastava, Aanchal Baranwal. Introduction to FACTS Controllers: A Technological Literature Survey. International Journal of Automation and Power Engineering. Volume 1, Issue 9, December 2012. www.ijape.org.
- [18] Bosneaga V., Suslov V. [Investigation of Supply Phase Failure in Phase-Shifting Transformer with Hexagon Scheme and Regulating Autotransformer]. Issledovanie nepolnofaznih ustanovivshihsea regimov fazopovorotnogo transformatora po sheme shestiuogolnika s regulirovochnim avtotransformatorom. Revista electronica "Problemele energeticii regionale", nr. 3(51), 2021, DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2021.3-51.02>. (in Russian).
- [19] Bosneaga V., Suslov V., Tirsu M., Anisimov V. [Decision for the patent issue for "Transformer device for interconnection of power systems"]. Decizia de acordare a brevetului pentru inventie "Dispozitiv tip transformator pentru interconectarea sistemelor energetice". AGEPI, Nr.10123 din 12 septembrie 2022. (In Romanian).
- [20] Pan J., Nuqui R., Srivastava K., Jonsson T., Holmberg P., Hafner Ying-Jiang. AC Grid with Embedded VSC-HVDC for Secure and Efficient Power Delivery. IEEE Energy 2030, Atlanta, GA USA, 17-18 November, 2008.
- [21] Yu J., Karady G., Lei G., "Applications of Embedded HVDC in Power System Transmission", IEEE Power Engineering and Automation Conference (PEAM), September 2012.
- [22] Jacobson B., Karlsson P., Asplund G., Harnefors L., Jonsson T., "VSC HVDC Transmission with Cascaded Two-Level Converters", CIGRE Conference 2010, Paris, France.
- [23] Marz M., Copp K., Manty A., Dickmader D., Danielsson J., Johansson F., Holmberg P., Bjorklund P., Duchon H., Lundberg P., Irwin G., Sankar S., Mackinac. "HVDC Converter –Automatic Runback Utilizing Locally Measured Quantities", CIGRE Conference, 2014, Toronto, Canada.
- [24] IGBT Application Note, R07AN0001EJ0410, Rev.4.10, Jul 13, 2018, © 2018 Renesas Electronics Corporation. URL:https://www.renesas.com/eu/en/doc/products/igbt/apn/r07an0001ej0410_igbt.pdf.
- [25] Toshiba Electronic Devices & Storage Corporation. IGBT's (Insulated Gate Bipolar Transistor) Application Note 2018-09-01 © 2018, 40 pp. URL:<https://toshiba.semicon-storage.com/ap-en/semiconductor/product/bipolar-transistors-igbt.html>.
- [26] Ketan G. Damor, Dipesh M. Patel, Vinesh Agrawal, Hirenkumar G. Patel. Comparison of Different Facts Devices. IJSTE–International Journal of

Science Technology & Engineering. Vol. 1, Issue 1, July 2014.

[27] Gyugyi L., Schauder C.D., Williams S.L., etc. The Unified Power Flow controller: a new approach to power transmission control. IEEE Transactions on Power Delivery, Vol.10, No.2, April 1995. pp.1085-1097.

[28] Harshitha G. B., Santhosh D. S., K. Uday Bhargav. Modelling of Three-Phase Transformer in MATLAB/Simulink. International Journal of Innova-

tive Research in Science, Engineering and Technology, India. www.ijirset.com, Vol. 7, Issue 5, May 2018. DOI:10.15680/IJIRSET.2018.0705081, ISSN (Online): 2319-8753, ISSN (Print): 2347-6710.

[29] Rahul Agrawal, S.K. Bharadwaj, D. P. Kothari. SIMULATION TOOL FOR FACTS CONTROLLERS. "A REVIEW", International Journal of Development Research. Vol. 6, Issue, 04, pp. 7409-7416, April, 2016.

Сведения об авторах.



Бошняга Валерий Анатольевич, ведущий научный сотрудник. Занимается расчетами режимов энергосистем на базе моделей силовых трансформаторных устройств. Основные научные интересы лежат в области расчета несимметричных режимов работы электрических сетей.

valeriu.bosneaga@ie.utm.md



Суслов Виктор Миронович, научный сотрудник, научные интересы связаны с режимами энергетических систем, как установившимися, так и переходными, моделированием элементов энергосистем, в том числе с учетом нелинейности.

svictorm46@gmail.com

Balancing Properties of the Booster Transformer with the Longitudinal-Transverse Regulation

Zaitsev D., Golub I., Tirsu M., Caloshin D.

Institute of Power Engineering,
Kishinau, Republic of Moldova

Abstract. The current development of the power industry involves various kinds of FACTS, being element of the Smart Grid and controlled by power electronics used for increasing the flexibility of electrical networks. Thus, the development and research of such devices are relevant. The study object is a controller belonging to the "Sen" family of transformers, which provides regulation of voltage and power flows in networks. The aim of the work is to study the balancing properties of booster transformer, which has an extended range and higher control accuracy in various modes. The goal was achieved during research carried out on the basis of structural simulation models. The most significant result was statement that the device under study has a pronounced per-phase balancing effect, which is preserved in various modes, including reverse ones. The main result can be consider that the proposed device, in comparison with the currently existing transformers of the "Sen" family, due to the extended range and accuracy of voltage regulation, allows using it when working, both for symmetrical and asymmetric loads. It is shown that the proposed technical solution provides ample opportunities for longitudinal-transverse phase-by-phase voltage regulation. Moreover, the deviations of parameters characterizing the quality of electricity, such as modules and voltage angles, do not go beyond the limits regulated by the requirements of the standard. The results obtained allowed us to conclude that this device can be used to solve the problem of coordinating the operation of two asymmetric systems in different operating modes.

Keywords: balancing properties of control transformer, active and reactive power, voltage regulation.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.06>

UDC: 621.316.7

Proprietăți de echilibrare ale transformatorului cu rapel bazat pe reglare longitudinală-transversală

Zaițev D., Golub I., Tîrșu M., Caloșin D.

Institutul de Energetică, Chișinău, Republica Moldova

Rezumat. Dezvoltarea industriei energetice la etapa actuală presupune creșterea flexibilității rețelelor electrice prin utilizarea diferitelor tipuri de FACTS, controlate de electronica de putere și fiind un element al Smart Grid-ului. Dezvoltarea și cercetarea unor astfel de dispozitive sunt relevante. Obiectul cercetării îl constituie un controler aparținând familiei de transformatoare „Sen”, care asigură reglarea fluxurilor de tensiune și putere în rețele. Scopul lucrării este de a studia proprietățile de echilibrare ale transformatorului cu rapel, care are o gamă extinsă și o precizie de control mai mare în diferite moduri. Scopul a fost atins în procesul cercetărilor efectuate pe baza modelelor de simulare structurală. Cel mai semnificativ rezultat a fost stabilirea faptului, că dispozitivul studiat are un efect pronunțat de echilibrare pe fază, care se păstrează în diferite moduri, inclusiv în cele inverse. Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul, că dispozitivul propus, în comparație cu transformatoarele existente în prezent din familia „Sen”, datorită intervalului extins și preciziei de reglare a tensiunii, permite utilizarea lui în timpul lucrului, atât pentru regimuri simetrice, cât și pentru cele asimetrice. Se arată, că soluția tehnică propusă oferă oportunități ample de reglare longitudinală-transversală pe fiecare fază a tensiunii. Mai mult, abaterile parametrilor care caracterizează calitatea energiei electrice, cum ar fi modulele și unghiurile de tensiune, nu depășesc limitele reglementate de cerințele standardului. Rezultatele obținute ne-au permis să concluzionăm, că acest dispozitiv poate fi folosit pentru a rezolva problema coordonării funcționării a două sisteme asimetrice în moduri de funcționare diferite.

Cuvinte-cheie: proprietăți de echilibrare ale unui transformator cu rapel, putere activă și reactivă, reglare a tensiunii.

Симметрирующие свойства вольтодобавочного трансформатора с продольно–поперечным регулированием

Зайцев Д.А., Голуб И.В., Тыршу М.С., Калошин Д.Н.

Институт энергетики, Кишинев, Республика Молдова

Аннотация. Развитие электроэнергетики на современном этапе предполагает повышение гибкости электрических сетей путем применения различного рода FACTS, управляемых средствами силовой электроники и являющихся элементом Smart Grid. Таким образом, разработка и исследование такого рода устройств являются актуальными. Объект исследования представляет собой контроллер, относящийся к семейству «Sen» трансформаторов, обеспечивающий регулирование напряжения и потоков мощности в сетях. Целью работы является исследование симметрирующих свойств вольтодобавочного трансформатора, обладающего расширенным диапазоном и более высокой точностью регулирования в различных режимах. Поставленная цель достигнута за счет решения следующих задач: проведение исследований, выполненных на базе структурно–имитационных моделей. Для демонстрации симметрирующего эффекта были проведены расчеты процессов при передаче мощности из несимметричной системы в симметричную, и наоборот (в режиме симметрирования и без регулирования). Наиболее существенным результатом стало установление того факта, что исследуемое устройство обладает выраженным пофазным симметрирующим эффектом, который сохраняется в различных режимах, включая реверсные. Значимость полученных результатов состоит в том, что предлагаемое устройство по сравнению с существующими на сегодняшний день трансформаторами семейства «Sen», благодаря расширенному диапазону и точности регулирования напряжения, позволяет использовать его при работе, как на симметричную, так и на асимметричную нагрузку. Показано, что предложенное техническое решение обеспечивает широкие возможности продольно–поперечного пофазного регулирования напряжения. Причем отклонения параметров, характеризующих качество электроэнергии, таких как модули и углы напряжения не выходят за рамки, регламентируемые требованиями стандарта. Полученные результаты позволили сделать вывод о том, что данное устройство может быть использовано для решения задачи согласования работы двух несимметричных систем в различных режимах работы.

Ключевые слова: симметрирующие свойства вольтодобавочного трансформатора, активная и реактивная мощность, регулирование напряжения.

ВВЕДЕНИЕ

Современный этап развития электроэнергетики характеризуется значительным возрастанием объемов производства энергии за счет использования возобновляемых источников, выработка которых существенным образом подвержена суточным и сезонным колебаниям. Указанное обстоятельство может отражаться на параметрах качества электроэнергии. В этих условиях проблема управляемости транспортных и распределительных сетей становится все более актуальной. Технические устройства, предназначенные для решения подобного рода задач (представляемые технологиями FACTS, Smart Grid) в значительной степени связаны с использованием двухступенчатого преобразования энергии – выпрямление и инвертирование.

Аналогичные управляющие эффекты могут также быть достигнуты на основе прямого (одноступенчатого преобразования энергии), что позволяет создавать более простые, надежные и менее дорогостоящие устройства. Одной из таких технологий

являются вольтодобавочные трансформаторы различной конфигурации и назначения, которые можно отнести к семейству «Sen» трансформаторов.

Задавая с помощью переключателя ответвлений требуемую комбинацию, «Sen» трансформатор может корректировать напряжение, управляя его величиной, и углом сдвига фаз. «Sen» трансформатор имеет возможность обеспечить контроль перетока активной и реактивной мощности в большинстве системообразующих и распределительных сетей.

К достоинствам «Sen» трансформаторов можно отнести:

- относительная простота конструкции
- относительно невысокая стоимость;

Недостатками можно считать:

- ограниченное количество рабочих состояний;
- невысокая точность регулирования в заданной области из-за ограничения количества рабочих состояний;

- невысокое быстродействие при использовании РПН. [7-9]

В процессе создания так называемых «умных» электросетей (Smart Grid), и их переходе в будущем к наиболее эффективным системам высшего уровня, именуемым сейчас Microgrid, к электросетям будут предъявляться определенные требования обеспечения оптимального коэффициента нагрузки и высокого коэффициента мощности. Эти функции могут быть реализованы регулировочными трансформаторами, управляемыми силовой электроникой, принадлежащими к семейству «Sen». Одно из таких устройств, обладающее расширенным диапазоном и более высокой точностью регулирования было разработано и исследовано авторами в [27].

В настоящее время при исследовании и разработке трансформаторов семейства «Sen» значительное внимание уделяется вопросам конкретизации области применения [20,22], моделирования таких устройств в различных режимах работы [1-6,12,14-19,21,24] разработке новых схемных решений [25,26], решению вопросов защиты [23], применению средств силовой электроники [10,11]. С точки зрения авторов, открытым остается вопрос работы таких устройств в условиях несимметрии напряжения питания или нагрузки. Настоящая работа посвящена исследованию симметрирующих свойств регулирующего трансформатора [27] в режимах обмена мощностью между симметричной и несимметричной системами.

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ОБЪЕКТА ИССЛЕДОВАНИЯ

Принципиальная электрическая схема объекта исследования представлена на рис. 1. Основными элементами устройства являются два силовых трехобмоточных трансформатора, один из которых выполняет функции параллельного (намагничивающего), (другой – функции последовательного (вольтодобавочного) элемента. Индексом «р» помечены обмотки и соответствующие электрические величины, характеризующие режим намагничивающего трансформатора, индексом «q» – обмотки и электрические величины вольтодобавочного трансформатора.

Перечень обозначений элементов, представленных на рис.1:

A_1, B_1, C_1 – электрические вводы (входные клеммы) устройства;

A_2, B_2, C_2 – электрические выходы (выходные клеммы) устройства;

$W_{1pA}, W_{1pB}, W_{1pC}$ – первичные обмотки высокого напряжения фаз A, B, C намагничивающего трансформатора;

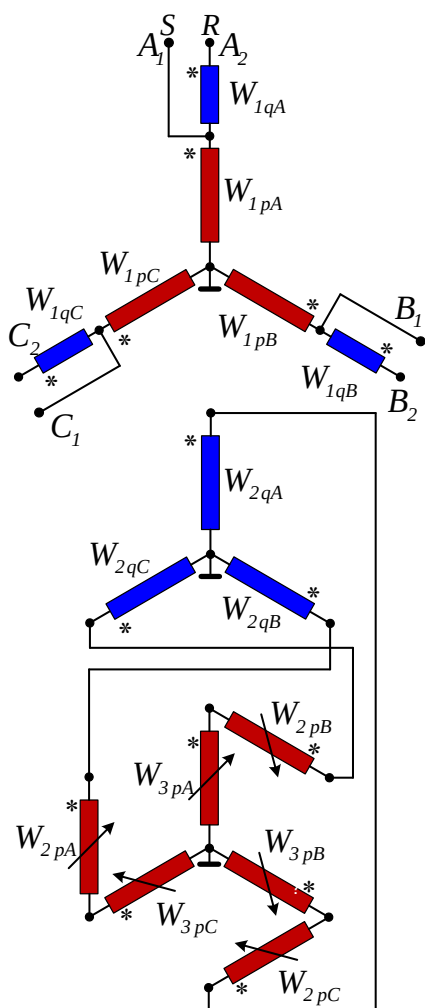
$W_{1qA}, W_{1qB}, W_{1qC}$ – обмотки высокого напряжения фаз A, B, C вольтодобавочного трансформатора;

$W_{2qA}, W_{2qB}, W_{2qC}$ – обмотки низкого напряжения фаз A, B, C вольтодобавочного трансформатора;

Как следует из схемы (рис.1), высоковольтные обмотки (W_{1pA}, W_{1pB} , и W_{1pC}) намагничивающего трансформатора получают питание от сети через электрические вводы A_1, B_1 , и C_1 . Концы этих обмоток заземлены. В свою очередь, питание вольтодобавочного трансформатора подается на его низковольтные обмотки (W_{2qA}, W_{2qB} и W_{2qC}) в виде дискретно регулируемых по величине и по фазе (с помощью средств силовой электроники) напряжений, которые формируются системой регулировочных обмоток ($W_{2pA}, W_{2pB}, W_{2pC}$ и $W_{3pA}, W_{3pB}, W_{3pC}$), располагаемых на стержнях магнитопровода намагничивающего трансформатора.

Сформированные таким образом напряжения, будучи приведенными к высоковольтной стороне путем трансформирования на обмотки (W_{1qA}, W_{1qB} и W_{1qC}), алгебраически суммируются с напряжениями соответствующих фаз питающей системы, осуществляя тем самым необходимое управляющее воздействие.

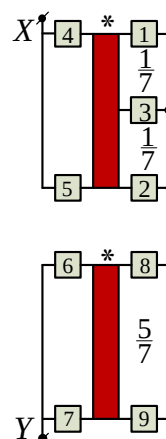
Благодаря применению секционирования обмоток управления область регулирования выходного напряжения устройства состоит из 225 точек, что значительно улучшает точность и качество регулирования выходного напряжения. Каждой позиции регулировочных модулей соответствует определенная комбинация силовых ключей [27]. В качестве силовых ключей могут быть применены GTO тиристоры, IGBT транзисторы и т. п.


 Рис.1 Принципиальная схема устройства.¹

Закон управления показан на рис.2а схема секционирования обмоток управления W_{2p} , W_{3p} представлена на рис.3, напряжения трансформаторных элементов устройства (Рисунок 1), принятые для имитационной модели приведены в табл. 1.

Схема для проведения расчетных экспериментов приведена на рис.4. Для исследования возможности пофазного регулирования модуля и угла выходного напряжения модель несимметричной системы строилась на основе однофазных источников напряжения, соединенных в звезду, а симметричная система с использованием трехфазного источника. Регулирующий трансформатор включался в ЛЭП, связывающую две системы, одна из которых несимметрична по модулю и фазе напряжения, а вторая симметрична (см. рис.4). Линия электропередачи была учтена в модели индуктивностью $L=0,0382\text{H}$.

	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K7	K8	K9
-7	●				●	●			●
-6			●		●	●			●
-5	●			●		●			●
-4			●	●		●			●
-3		●		●		●			●
-2	●				●		●		●
-1			●		●		●		●
0	●			●		●		●	
1			●	●		●		●	
2		●		●		●		●	
3	●				●		●	●	
4			●		●		●	●	
5		●			●		●	●	
6			●	●			●	●	
7		●		●			●	●	

 Рис. 2 Закон управления регулировочным модулем.³

 Рис. 3 Схема регулировочного модуля.²

УСЛОВИЯ ПРОВЕДЕНИЯ ЭКСПЕРИМЕНТОВ

В процессе исследования применялись методы математического, структурного и имитационного моделирования на основе построенных в среде Simulink/Matlab SPS-моделей объекта.

На основе схемы рис.1 в среде Simulink (Matlab) была создана структурно-имитационная модель устройства, на базе которой были проведены исследования объекта в различных режимах работы.

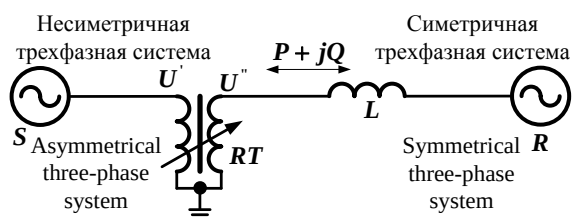
Устройство моделировалось в виде группы однофазных трансформаторов. Параметры элементов каждого трансформатора были определены с учетом номинального напряжения $U = 230\text{V}$ и мощности

устройства $\approx 2kVA$. Расчетные токи и напряжения трансформаторных элементов устройства (Рисунок 1), принятые для имитационной модели приведены в табл. 1.

 Таблица 1⁴

Токи и напряжения обмоток.

	W_{1q}	W_{2q}	W_{1p}	W_{2p}	W_{3p}
U, B	103,18	51,59	230	29,785	29,785
I, A	9	18	9	18	18


 Рис.4 Схема проведения эксперимента.⁵

Напряжение передающей системы находится в точках 53, 36, 20 для фаз A, B, C соответственно (см. рис.5). Несимметричная система моделировалась посредством однофазных источников переменного напряжения, соединенных в звезду, параметры которых представлены в таблице 2.

 Таблица 2⁶

Параметры несимметричной системы.

Фаза (Phase)	Амплитудное значение напряжения, В (Peak value of voltage, V)	Угол, град (Angle, degrees)
A	$269,94 \cdot \sqrt{2}$	$-6,26^\circ$
B	$219,02 \cdot \sqrt{2}$	$120^\circ + 17,61^\circ$
C	$206,77 \cdot \sqrt{2}$	$-120^\circ - 14,43^\circ$

Поясняющая векторная диаграмма напряжений приведена на рис.6.

На векторной диаграмме (рис.6.) а также в таблицах 3,4 приняты следующие обозначения:

$\alpha'_A, \alpha'_B, \alpha'_C$ – угол, отклонения напряжения фаз от номинальной величины на S системе;

$\alpha''_A, \alpha''_B, \alpha''_C$ – угол, отклонения напряжения фаз от номинальной величины на R системе;

U'_A, U'_B, U'_C – модули напряжения фаз на S системе;

U''_A, U''_B, U''_C – модули напряжения фаз на R системе;

S_{AS}, S_{BS}, S_{CS} – мощности по фазам S системы;

S_{AR}, S_{BR}, S_{CR} – мощности по фазам R системы;

I_{AS}, I_{BS}, I_{CS} – токи фаз S системы;

I_{AR}, I_{BR}, I_{CR} – токи фаз R системы.

% – отклонение соответствующих параметров от значений в симметричном режиме.

Для демонстрации симметрирующего эффекта было проведены следующие расчетные эксперименты:

1. передача мощности из несимметричной системы в симметричную:

- с регулированием (управление включено);
- без регулирования (управление отключено).

2. передача мощности из симметричной системы в несимметричную:

- с регулированием (управление включено);
- без регулирования (управление отключено).

Для каждого расчетного эксперимента фиксировались следующие режимные параметры:

1. модули и углы фазных напряжений на входе и выходе устройства,
2. модули фазных токов на входе и выходе устройства,
3. активные и реактивные мощности по фазам на передающей и приемной системах.

Процесс симметрирования строится исходя из схемы регулирования «зигзаг»:

1. Симметрирование в фазе «A» (точка 53, (рис.5); позиции (-7;-3, рис.3)) осуществляется переключением фазы «C» устройства в позицию «-7» и фазы «B» устройства в позицию «-3».

2. Симметрирование в фазе «B» (точка 20, (рис.5); позиции (+7;-2, рис.3)) осуществляется переключением фазы «B» устройства в позицию «+7» и фазы «A» устройства в позицию «-2».

3. Симметрирование в фазе «C» (точка 36, (рис.5); позиции (0;+7, рис.3)) осуществляется переключением фазы «A»

устройства в позицию «0» и фазы «B»
устройства в позицию «+7».

АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ

Результаты эксперимента для анализа симметрирующего эффекта устройства при передаче мощности из асимметричной системы S в симметричную R и наоборот представлены соответственно в таблице 3 и таблице 4.

Таблица 3⁷

Режимные параметры при передаче мощности из асимметричной системы S в симметричную R.

Асимметричная система S (Asymmetrical system S)		
	С регулированием (with control)	Без регулирования (without control)
U'_A, B	269,94	269,94
U'_B, B	219	219
U'_C, B	206,8	206,8
$\alpha'_A, \text{град.}$	-6,26	-6,26
$\alpha'_B, \text{град.}$	+17,61	+17,61
$\alpha'_C, \text{град.}$	-14,43	-14,43
S_{AS}, BA	2561+j27	2131+j1444
S_{BS}, BA	1657+j2054	3102+j1068
S_{CS}, BA	2312-j637	1049-j247
I_{AS}, A	9,49	9,57
I_{BS}, A	12,05	14,98
I_{CS}, A	11,6	5,21
Симметричная система R (Symmetrical system R)		
U''_A, B	220,4	264,7
U''_B, B	220,5	210,8
U''_C, B	221,4	204,5
$\alpha''_A, \text{град.}$	-0,972	-6,26
$\alpha''_B, \text{град.}$	-1,288	+17,61
$\alpha''_C, \text{град.}$	0,793	-14,43
S_{AR}, BA	2050-j714	2058+j229
S_{BR}, BA	2163-j777	2972-j1672
S_{CR}, BA	2038-j687	1019-j623
I_{AR}, A	9,44	9
I_{BR}, A	10	14,83
I_{CR}, A	9,35	5,19

Таблица 4⁸

Режимные параметры при передаче мощности из симметричной системы R в асимметричную S.

Асимметричная система S (Asymmetrical system S)		
	С регулированием (with control)	Без регулирования (without control)
U'_A, B	269,94	269,94
U'_B, B	219	219
U'_C, B	206,8	206,8
$\alpha'_A, \text{град.}$	-6,26	-6,26
$\alpha'_B, \text{град.}$	+17,61	+17,61
$\alpha'_C, \text{град.}$	-14,43	-14,43
S_{AS}, BA	-2203+j1173	-2862+j1084
S_{BS}, BA	-2401-j742	-865-j12
S_{CS}, BA	-1552+j1777	-2667+j876
I_{AS}, A	9,25	13,89
I_{BS}, A	11,47	3,95
I_{CS}, A	11,4	13,58
Симметричная система R (Symmetrical system R)		
U''_A, B	228,5	273,3
U''_B, B	234,2	221,0
U''_C, B	239,5	212,3
$\alpha''_A, \text{град.}$	+1,352	-4,81
$\alpha''_B, \text{град.}$	+2,172	+17,84
$\alpha''_C, \text{град.}$	+0,831	-13,05
S_{AR}, BA	-2099-j564	-2989-j107
S_{BR}, BA	-2236-j400	-892-j267
S_{CR}, BA	-2095-j437	-2777-j1433
I_{AR}, A	9,45	13,01
I_{BR}, A	9,88	4,05
I_{CR}, A	9,31	13,59

На основе данных таблицы 3 построены гистограммы, представленные на рис.7 для передающей S и принимающей R систем, иллюстрирующие симметрирующий эффект при передаче мощности из асимметричной системы в симметричную.

Из анализа режимных параметров на шинах приемной системы видно, что максимальное отклонение напряжения без регулирования составляет 17,8%, а в режиме симметрирования снижается до 1,8%.

Максимальное отклонение углов напряжения достигает без регулирования 4,9%. Использование управления позволяет снизить эту величину до 0,3%. Максимальное отклонение мощности на приемной системе без регулирования составляет 46,6%. Регулирование позволяет снизить отклонение от номинального значения до 3,8%. Что касается токов, то максимальное отклонение

от номинального значения без регулирования может составлять 52,4% и 3,9% при регулировании. Следует отметить, что симметрирующий эффект ощущается по току и мощности и на стороне асимметричной системы S, но существенно в меньшей степени.

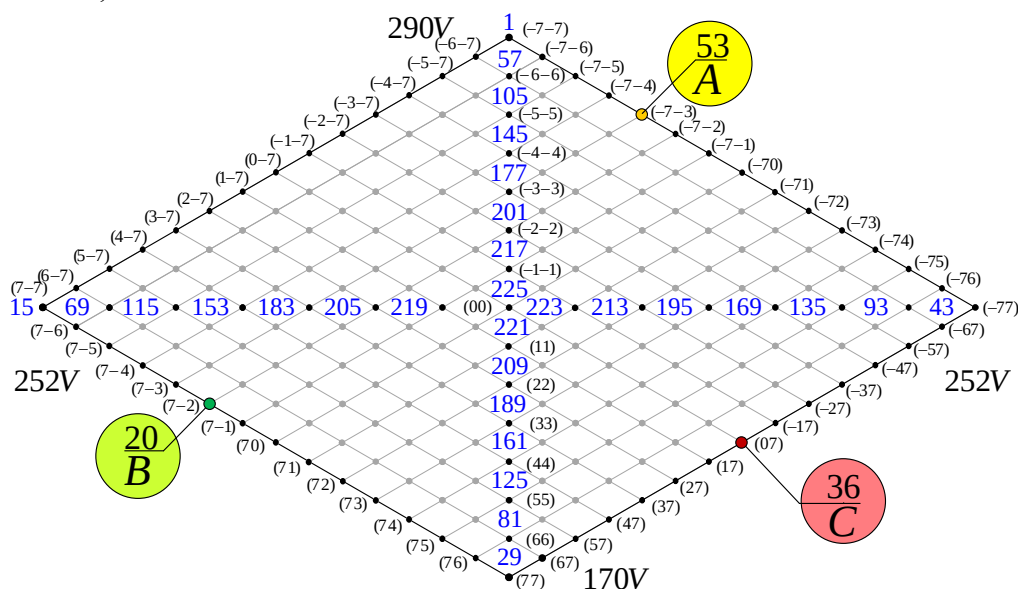


Рис.5 Координаты фаз асимметричной системы.⁹

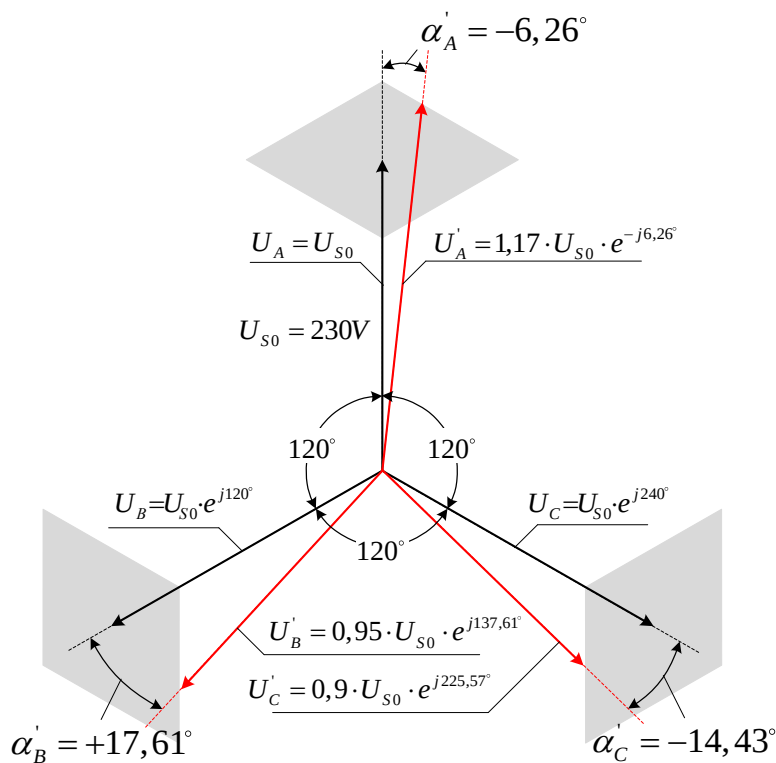


Рис.6 Векторная диаграмма напряжений асимметричной системы.¹⁰

На основе данных таблицы 4 построены гистограммы, представленные на рис.8. для передающей R и принимающей S систем, иллюстрирующие симметрирующий эффект при передаче мощности из симметричной системы в асимметричную.

Из анализа параметров режима на шинах передающей системы видно, что максимальное отклонение напряжения без регулирования составляет 16,8%, а в режиме симметрирования снижается до 2,5%. Максимальное отклонение углов напряжения достигает без регулирования 4,9%. Использование управления позволяет

снизить эту величину до 0,6%. Максимальное отклонение мощности на приемной системе без регулирования составляет 58,3%. Регулирование позволяет снизить отклонение от номинального значения до 4,2%. Что касается токов, то максимальное отклонение от номинального значения без регулирования может составлять 58,3% и 4,1% при регулировании. Симметрирующий эффект ощущается по току и мощности также на стороне приемной асимметричной системы S , но, как и в предыдущем случае в меньшей степени.

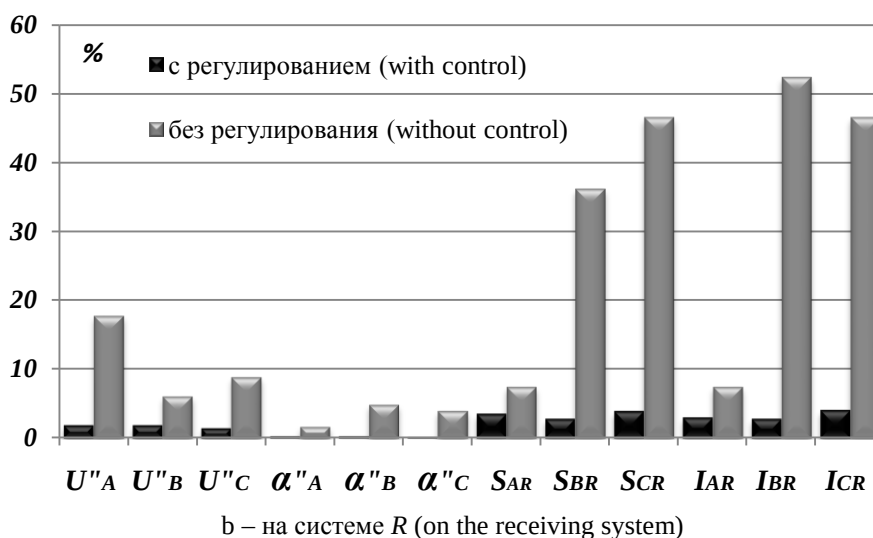
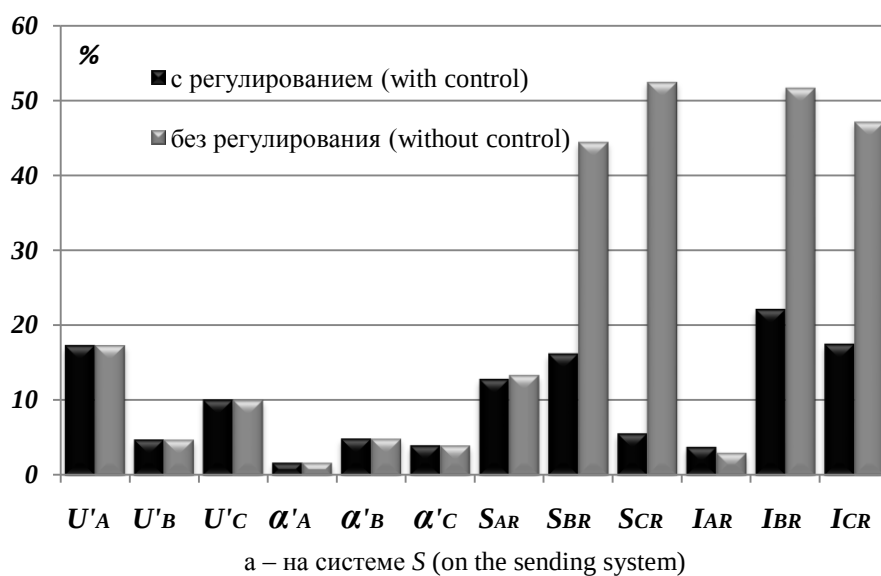


Рис.7 Симметрирующий эффект при передаче мощности от системы S к системе R.¹¹

¹¹Appendix 1

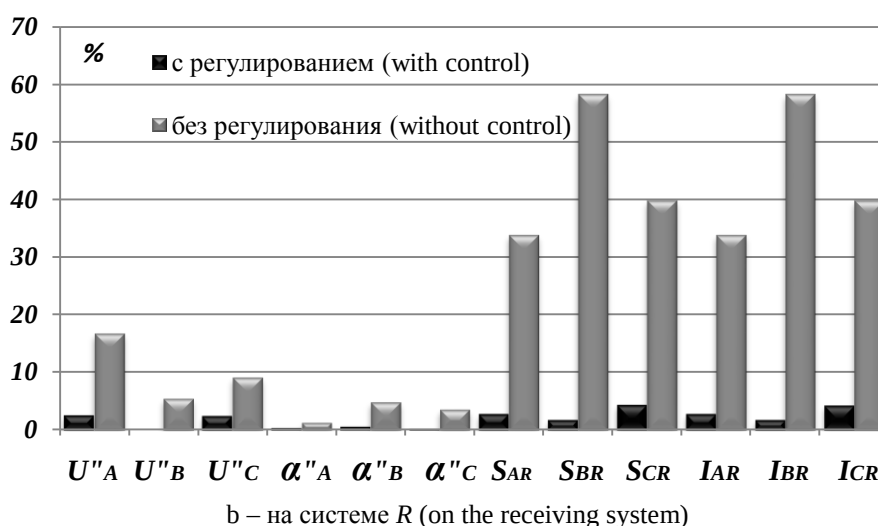
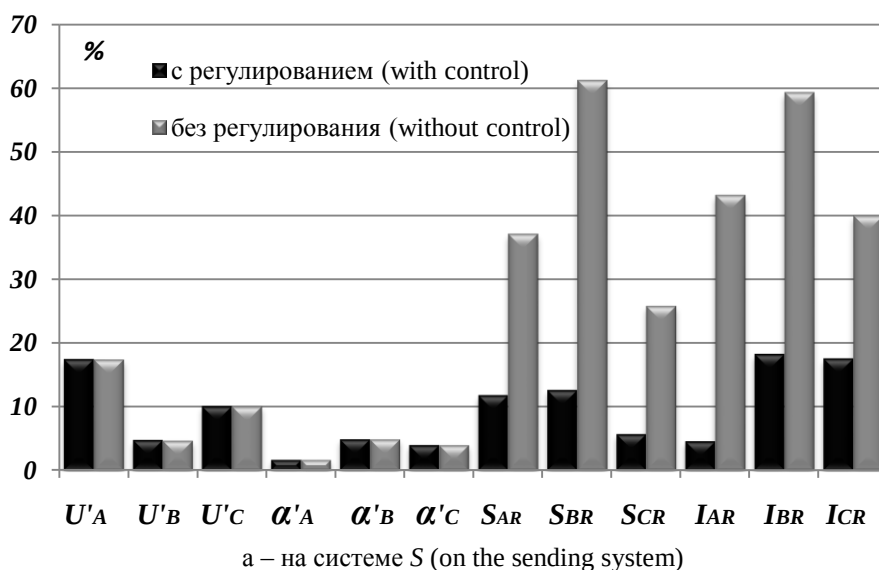


Рис.8 Симметрирующий эффект при передаче мощности от системы R к системе S.¹²

ВЫВОДЫ

Анализ результатов исследования позволяет сделать следующие выводы:

- Предложенное устройство обладает выраженным пофазным симметрирующим эффектом, что позволяет согласовать совместную работу симметричной и асимметричной систем.

- Эффект симметрирования обеспечивается рассматриваемым устройством в реверсных режимах передачи мощности.

- Отклонения параметров, характеризующих качество электроэнергии, в

этих режимах не превышают требований стандарта.

БЛАГОДАРНОСТЬ

Результаты были получены в рамках проекта Госпрограммы с номером 20.80009.7007.18: «Эко-инновационные технические решения по снижению энергопотребления зданий и разработка опций по развитию интеллектуальных сетей с высокой интеграцией ВИЭ в Молдове».

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹Fig. 1. Main diagram of the device

²Fig. 2. Control law of regulating module

³Fig. 3. Scheme of the control module.

⁴Table 1. Winding currents and voltages.

¹²Appendix 1

⁵**Fig. 4.** Scheme of the experiment.

⁶**Table 2.** Single-ended system parameters.

⁷**Table 3.** Regime parameters during power transmission from an asymmetric system *S* to a symmetrical system *R*

⁸**Table 4.** Regime parameters during power transfer from a symmetrical system *R* to an asymmetric *S*.

⁹**Fig. 5.** Phase coordinates of an asymmetric system.

¹⁰**Fig. 6.** Vector voltage diagram of asymmetric system.

¹¹**Fig. 7.** Balancing effect during power transfer from system *S* to system *R*.

¹²**Fig. 8.** Balancing effect during power transfer from system *R* to system *S*.

БИБЛИОГРАФИЯ (REFERENCES)

- [1] Sen K. K. and Sen M. L.. Introduction to FACTS Controllers: Theory, Modeling, and Applications, IEEE Press and John Wiley & Sons, 2009.
- [2] Fentie, D.. Thesis M.S. Transient Modeling and Protection of “Sen” Transformer. University of Saskatchewan, 2010.
- [3] Fentie, D. Garcia J. C., R. Gokaraju and S. O. FARIED EMT Model of the “Sen” Transformer for Fault Analysis Studies” International Conference on Power Systems Transients (IPST 2015), Cavtat, Croatia, Jun. 2015
- [4] Faruque M.O., Dinavahi V. A tap-changing algorithm for the implementation of Sen transformer”, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 22, no. 3, July 2007, pp. 1750-1757.
- [5] Kalyan K. Sen, Sen Mey Ling. Introducing the Family of “Sen” Transformers: A Set of Power Flow Controlling Transformers, IEEE Transactions on power delivery, vol. 18, No. 1, January 2003, pp. 149-157.
- [6] Asghari, B., Faruque M. O and V. Dinavahi.; Detailed real-time transient model of Sen transformer, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 23, no. 3, July 2008; pp. 1513-1521.
- [7] Kumar A. AND J. Kumar. Comparison of UPFC and “Sen” transformer for ATC enhancement in restructured electricity markets, Int. J. Electr. Power Energy Syst., vol. 41, no. 1, Oct. 2012, pp. 96–104.
- [8] Kumar A. and Sekhar C. Comparison of sen transformer and UPFC for congestion management in hybrid electricity markets, Int. J. Electr. Power Energy Syst., vol. 47, May 2013, pp. 295-304.
- [9] Se K. K.n and S Mey Ling.. Comparison of the “Sen” transformer with the unified power flow controller,” IEEE Trans. Power Del., vol. 18, no. 4, Oct. 2003, pp. 1523–1533
- [10] Mohamed S. E. G. Power flow control capability of the power transistor assisted “Sen” transformer and the unified power flow controller: A close comparison, IET Gener., Transmiss. Distrib., vol. 14, no. 15, 2020, pp. 3033-3041.
- [11] Gasim S. E. Mohamed, J. Jasni, M. A. M. Radzi, and H. Hizam. Power transistor-assisted “Sen” transformer: A novel approach to power flow control, Electric Power Syst. Res., vol. 133, pp. 228_240, Apr. 2016.
- [12] Song H. and R. Na. Out-of-phase technique based few-step type extended “Sen” transformer and its practical tap selection algorithm, Chinese Patent CN5 262 079 A, Sep. 18, 2017.
- [13] Behera T. and D. De, “Enhanced operation of “Sen” transformer with improved operating point density/area for power flow control, IET Gener., Transmiss. Distrib., vol. 13, no. 14, pp. 3158_3168, 2019.
- [14] Feng, J. S. Han, Y. Pan, and X. Hu. Steady-state modelling of extended “Sen” transformer for unified iterative power flow solution, Electric Power Syst. Res., vol. 187, Oct. 2020, Art. No. 106492.
- [15] Faruque M. O. and V. Dinavahi, A tap-changing algorithm for the implementation of “Sen” transformer, IEEE Trans. Power Del., vol. 22, no. 3, Jul. 2007, pp. 1750–1757.
- [16] Pan Y., Han S., Zhou C., and X. Guo, On switching transient modeling and analysis of electronic on-load tap-changers based “Sen” transformer, Int. J. Electr. Power Energy Syst., vol. 130, Sep. 2021, Art. No. 107024.
- [17] Pan Y. Han S, Feng J., and X. Hu. An analytical electromagnetic model of “Sen” transformer with multi-winding coupling, Int. J. Elect. Power Energy Syst., vol. 120, Sep. 2020, Art. No. 106033.
- [18] Asghari B., Faruque M. O., and V. Dinavahi. Detailed real-time transient model of the “Sen” transformer, IEEE Trans. Power Del., vol. 23, no. 3, Jul. 2008, pp. 1513-1521.
- [19] Liu J. and Dinavahi V., Nonlinear magnetic equivalent circuit-based real-time “Sen” transformer electromagnetic transient model on FPGA for HIL emulation, IEEE Trans. Power Del., vol. 31, no. 6, Dec. 2016, pp. 2483–2493.
- [20].Kalyan K Sen, Sen Mey Ling, Power Flow Control Solutions for a Modern Grid Using SMART Power Flow Controllers, Wiley-IEEE Press, Edition: 1 2022, pp. 375- 534.
- [21] Dhruva Patel, Anadita Chowdury, Dynamic Control and Performance of a Sen Transformer for Stabilizing an AC Transmission System and Improved Voltage Profile, 2018 International Conference on Power, Energy, Control and Transmission Systems (ICPECTS) 22-23 February 2018.
- [22] Xu Shunkai, Jiaxin Yuan, Shan Yin, Research on a Multi-line Electromagnetic Sen Transformer Suitable for Distribution Network, 2020 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), 11-15 October 2020.
- [23] Yuhang Pan, Wenying Yang, Research on Protection System of Electronic On-load Tap-

- changers Based Sen Transformer, 2021 3rd International Conference on System Reliability and Safety Engineering (SRSE), Harbin, China 26-28 November 2021.
- [24] Jieying Song, Peng Yang, Zengbo Dong, Kailong Chen; Xudong Li, Steady-State Equivalent Modeling and Equivalent Impedance Analysis of Sen Transformer, 2022 IEEE International Power Electronics and Application Conference and Exposition (PEAC), 04-07 November 2022.
- [25] Jiaxin Yuan; Lei Liu; Wenli Fei; Li Chen; Baichao Chen; Bo Chen, Hybrid Electromagnetic Unified Power Flow Controller: A Novel Flexible and Effective Approach to Control Power Flow, IEEE Transactions on Power Delivery, 5 October 2018, pp. 2061- 2069.
- [26] Song Jieying, Yu Zhiyong, Xie Wei, Hua Bin, Shi Zhixiong, Gao Xiaoqing, Lin Jun, Pan Zhengyu, Zhao Bin, Ding Chun, Chen Kailong, Zhang Yifan, Hybrid Unified Power Flow Controller Topology and Control Strategy Optimization, 2019 IEEE 2nd International Conference on Automation, Electronics and Electrical Engineering (AUTEED), 22-24 November 2019.
- [27] Postoronca S., Zaitsev D., Tirsu M, Golub I., Kaloshin D., Modes of the booster transformer with regulation in zigzag, Journal of Engineering Science Vol. XXIX, no. 2 (2022), pp. 33 – 45.

Сведения об авторах.



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



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



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



Калошин Данила Николаевич, Институт Энергетики, кандидат технических наук. Область научных интересов: исследование современных средств управления режимами энергосистем.
danila-nik2005@yandex.ru

Efficiency Increase in Liquefied Natural Gas Production at Motor Gas Filling Compressor Station using Propane-Butane Fraction pre- Extraction

Munts V.A., Lebedev M.S.

Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltsin
Yekaterinburg, Russian Federation

Abstract. Nowadays the production of liquefied natural gas including low-tonnage production is one of the most promising areas of modern energy. The development of measures to improve the quality of a liquefied product and the efficiency of its production processes is an urgent scientific problem of great practical importance. The aim of the study is to develop an effective technological scheme which allows improving the quality of liquefied natural gas produced at automobile gas filling compressor stations. The goal was achieved by performing an analysis of the effectiveness of the natural gas components low-temperature separation process at a gas distribution station before its liquefaction at the compressed natural gas filling station in order to obtain a product with a reduced content of heavy hydrocarbons, as well as through a practical study of the process of low-temperature separation of hydrocarbons at an operating liquefaction facility natural gas. According to these characteristics and conducted experimental studies, the effectiveness of the scheme for obtaining a propane-butane product in the process of liquefying natural gas has been confirmed. An important result is also a new substance obtained during the experiments, which has the properties of degreasing. The significance of the results obtained lies in the possibility of their use in the design of subsequent facilities for the reduction and liquefaction of natural gas with a line for the production of propane-butane and the investigated degreasing agent.

Keywords: liquefied natural gas, liquefied hydrocarbon gas, gas distribution station, compressed natural gas refill station, separation, condensation.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.07>

UDC: 665.725

Îmbunătățirea eficienței procesului de producție de gaz natural lichefiat la o stație de compresoare de alimentare cu gaz de automobile datorită extracției preliminare a fracției propan-butan

Munț V.A., Lebedev M. S.

Universitatea Federală Ural numită după primul președinte al Rusiei B.N. Elișin
Ecaterinburg, Federația Rusă

Rezumat. Scopul studiului este de a elabora o schemă tehnologică eficientă a instalației, care să permită îmbunătățirea calității gazului natural lichefiat produs la stațiile de compresoare de alimentare cu gaz auto. Scopul a fost atins prin efectuarea unei analize a eficienței procesului de separare la temperatură joasă a componentelor gazelor naturale la o stație de distribuție a gazului înainte de lichefierea acestuia la o stație de compresoare de umplere a gazului auto pentru a obține un produs cu un conținut redus de hidrocarburi grele, precum și printr-un studiu practic al procesului de separare la temperatură joasă a hidrocarburilor la o instalație de lichefiere a gazelor naturale în exploatare. Cele mai importante rezultate sunt dependențele obținute ale caracteristicilor fracției lichefiate separate a hidrocarburilor grele de diverși parametri ai schemei. În conformitate cu aceste caracteristici și studii experimentale efectuate, a fost confirmată eficiența schemei tehnologice de obținere a unui produs propan-butan în procesul de lichefiere a gazelor naturale. Un rezultat important este o substanță nouă obținută în timpul experimentelor, care are proprietăți de degresare. În plus, ca parte a justificării schemei propuse, în comparație cu tehnologia unui obiect existent pentru producerea gazului natural lichefiat, sunt descrise abaterile caracteristicilor echipamentului de schimb de căldură ale acestei instalații față de cele de proiectare. Semnificația rezultatelor obținute constă în posibilitatea utilizării lor în proiectarea instalațiilor ulterioare de reducere și lichefiere a gazelor naturale cu o linie de producere a propan-butan și a agentului de degresare cercetat.

Cuvinte-cheie: gaz natural lichefiat, gaz de hidrocarburi lichefiate, stație de distribuție gaze, stație de compresoare de umplere gaz auto, separare, condensare.

Повышение эффективности процесса производства сжиженного природного газа на автомобильной газонаполнительной компрессорной станции за счет предварительного извлечения пропан-бутановой фракции

Мунц В.А., Лебедев М.С.

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина
Екатеринбург, Российская Федерация

Аннотация. На сегодняшний день производство сжиженного природного газа, в том числе малотоннажное, является одним из наиболее перспективных направлений современной энергетики. Разработка мероприятий по повышению качества сжиженного продукта и эффективности технологических процессов его производства является актуальной научной проблемой, имеющей важное практическое значение. Целью исследования является разработка эффективной технологической схемы установки, позволяющей повысить качество сжиженного природного газа, производимого на автомобильных газонаполнительных компрессорных станциях. Поставленная цель была достигнута за счет выполнения анализа эффективности процесса низкотемпературной сепарации компонентов природного газа на газораспределительной станции перед его сжижением на автомобильной газонаполнительной компрессорной станции с целью получения продукта с уменьшенным содержанием тяжелых углеводородов, а также за счет практического исследования процесса низкотемпературной сепарации углеводородов на действующем объекте сжижения природного газа. Наиболее важными результатами являются полученные зависимости характеристик отделяемой сжиженной фракции тяжелых углеводородов от различных параметров схемы. Согласно данным характеристикам и проведенным опытным исследованиям подтверждена эффективность технологической схемы получения пропан-бутанового продукта в процессе сжижения природного газа. Важным результатом является полученное в ходе экспериментов новое вещество, обладающее свойствами обезжиривания. Кроме того, в рамках обоснования предложенной схемы в сравнении с технологией на действующем объекте производства сжиженного природного газа описаны отклонения характеристик теплообменного оборудования данного объекта от проектных. Предложено и аргументировано техническое решение, основанное на рассмотренном влиянии марки турбинного масла на процесс теплообмена, позволяющее приблизить значение холодильной мощности теплообменного аппарата к проектному методом снижения перепада давления потока с одновременным увеличением производительности по конечному продукту. Значимость полученных результатов состоит в возможности их использования при проектировании последующих объектов редуцирования и сжижения природного газа с линией получения пропан-бутана и исследованного обезжиривающего вещества.

Ключевые слова: сжиженный природный газ, сжиженный углеводородный газ, газораспределительная станция, автомобильная газонаполнительная компрессорная станция, сепарация, конденсация.

ВВЕДЕНИЕ

В условиях постепенного изменения состава природного газа в сторону уменьшения концентрации метана необходимо на установках малотоннажного сжижения природного газа внедрять более современные методы очистки, особенно при сжижении газа по циклу высокого давления.

Многие работы посвящены исследованию эффективности различных процессов малотоннажного производства сжиженного природного газа (СПГ), в том числе повышению качества продукта. Для получения СПГ повышенного качества наибольшее распространение среди методов извлечения компонентов более тяжелых, чем метан (далее-тяжелые углеводороды), получил метод сепарации сконденсированных компонентов при охлаждении основного потока природного газа. Данный метод является менее затратным по сравнению с

адсорбционным и абсорбционным методами [1], что делает его привлекательным для применения на современных установках сжижения газов.

В работах по исследованию процессов производства СПГ с использованием энергии магистрального газа – на базе газораспределительной станции (ГРС), либо по циклу низкого и среднего давления, представлены схемы сжижения с одновременным извлечением иных компонентов поступающего газа и их смесей. Но такие схемы содержат множество различных металлоемких единиц оборудования и внешних хладагентов, а в схемах, предусматривающих минимальный набор оборудования, не представлена информация о качестве получаемого СПГ.

К примеру, в работе [2] предлагается наиболее простой способ: на газораспределительных станциях использовать сверхкритические сопла, в

которых часть газа дросселируется (температура потока снижается на 20-25 °C) до давления распределительного газопровода, при этом оставшаяся часть газа омывает стенки канала сдросселированного потока, таким образом поток низкого давления подогревается за счет второго потока и поступает к потребителю, а второй поток охлаждается дросселированным и поступает на установку сжижения. При этом не представлена система очистки метана от тяжелых углеводородов.

Автор работы [3] акцентирует внимание на то, что при сжижении природного газа на ГРС сжижаемый поток должен проходить несколько стадий очистки от диоксида углерода и тяжелых углеводородов (этан и выше) и предлагает использовать каскадный процесс внешнего охлаждения этиленом, диоксидом углерода и пропаном, что позволит производить СПГ, являющийся практически чистым метаном. Недостатком установки будут высокие капитальные затраты, связанные с использованием металлоемкого оборудования, а также эксплуатационные затраты на обеспечение работы холодильных контуров.

Проблема значительного количества металлоемкого оборудования для очистки газа встречается и в множестве других исследований. К примеру, в работах [5,6,7] представлены схемы с несколькими компрессорами, детандерами и сепараторами, которые могут быть реализованы только при наличии развитой распределительной системы с различными давлениями. В работах [8-17] представлены схемы сжижения с внешним охлаждением, в которых для каждого контура охлаждения требуется индивидуальный набор холодильного оборудования, а также ректификационные колонны.

В работах по исследованию процессов получения СПГ на автомобильной газонаполнительной компрессорной станции (АГНКС) [18,19,20] либо не рассматриваются процессы отделения от метана тяжелых углеводородов, либо не анализируется состав отделяемых компонентов и методов его утилизации.

Причиной тому является невозможность отделения тяжелых компонентов от потока охлаждаемого компримированного газа ввиду его сверхкритических параметров (давление более 20 МПа, температура более 273 К), при

которых отсутствует граница между паровой и жидкой фазой. Для отделения этих компонентов необходимо, чтобы газ находился в области докритических параметров.

Поскольку поступающий на АГНКС газ с давлением 1,2 МПа предварительно дросселируется на ГРС, имеет смысл рассмотреть возможность предварительного отделения тяжелых компонентов именно на ГРС, где газ еще находится в области докритических параметров. Согласно [21] значение критического давления многокомпонентной смеси, которая на 95% состоит из метана, находится в диапазоне от 5,5 до 5,7 МПа.

В литературных источниках не найдено информации о способе повышения качества СПГ, производимого на АГНКС, за счет эффективного предварительного снижения концентрации тяжелых углеводородов на ГРС, что представляет научно-практический интерес к данному способу.

ЦЕЛИ И ЗАДАЧИ

Целью работы является разработка технологии отделения тяжелых углеводородов от природного газа при среднем давлении перед его сжижением на АГНКС, при этом без применения холодильного оборудования и расширительной турбомшины, которая не всегда обеспечивает высокую надежность при эксплуатации.

Для достижения указанной цели поставлены следующие задачи:

выполнить анализ эффективности процесса низкотемпературной сепарации компонентов природного газа на ГРС для дальнейшего получения на АГНКС СПГ с уменьшенным содержанием тяжелых углеводородов и повышенным содержанием метана;

выполнить практическое исследование процесса низкотемпературной сепарации углеводородов на действующем объекте сжижения природного газа на базе ГРС по циклу внутреннего охлаждения с применением турбодетандера, сравнить предложенную и действующую схемы сепарации.

АЛГОРИТМ ИССЛЕДОВАНИЯ И МЕТОДЫ

Первоначально рассматривается диапазон температур, в котором компоненты природного газа при давлении магистрального

газопровода от 2,5 до 5,4 МПа переходят в жидкое состояние. Для анализа данного диапазона температур достаточно рассмотреть средний за последние 3 года компонентный состав определенного магистрального газа и оценить температуры насыщения компонентов при заданных концентрациях.

Далее выполняется формирование схемы предварительного отделения от природного газа части тяжелых углеводородов при параметрах работы ГРС с учетом полученного примерного температурного диапазона концентрации компонентов.

Ручной расчет процесса конденсации является достаточно трудоемким, поскольку требует учитывать растворимость и молекулярное взаимодействие каждого соединения в многокомпонентной среде. Для снижения количества допущений, выполняемых при ручном расчете, и максимального приближения расчетных параметров процесса к реальным предлагается для моделирования технологического процесса использовать программный продукт GIBBS (произв. РФ) [22], аналогичный по функциональному назначению импортному продукту ASPEN HYSYS [23].

Имеющиеся в данной программе термодинамические пакеты позволяют пользователю получить свойства самых различных смесей – от легких углеводородов до сложных нефтяных и газовых смесей, также имеются расширенные уравнения состояния для точных расчетов углеводородных систем, полуэмпирические модели и модели упругости паров для более тяжелых углеводородных систем, корреляции для точных расчетов свойств пара и модели коэффициентов активности для химических систем.

Рекомендуемым пакетом для моделирования процессов охлаждения, разделения и сжижения газов, в том числе криогенных процессов, в основе которых лежит расчет парожидкостного равновесия, является пакет с базисным уравнением Пенга-Робинсона. Это уравнение описывает разнообразные системы в широком диапазоне условий – температура более 2 К, давление до 100 МПа. Уравнение является модифицированным уравнением Ван-дер-Ваальса [24,25] и для многокомпонентной смеси выглядит следующим образом:

$$p = \frac{R \cdot T}{V_m - b} - \frac{a(T)}{V_m^2 + 2 \cdot b \cdot V_m - b^2}$$

где p -давление газа, R -универсальная газовая постоянная, V_m -молярный объем, T -температура газа, a, b - коэффициенты, определяемые по концентрации компонентов смеси и их взаимодействию.

Помимо уравнения термодинамического состояния программный пакет использует уравнения материального и теплового баланса.

После моделирования схемы при ориентировочных параметрах конденсации компонентов анализируется состав отделяемых компонентов и возможность их полезного использования или реализации как готового продукта – для данного исследования этим продуктом рассматривается пропан-бутановая фракция.

Для определения диапазона параметров предлагаемой схемы и выбора оптимального режима ее функционирования, обеспечивающих получение полезного продукта, отвечающего нормативным требованиям [26,27], проводится поэтапный анализ зависимости параметров схемы и выдаваемого сжиженного продукта от внешних параметров, начиная с наиболее вероятных в реальных условиях эксплуатации, формируются графики соответствующих зависимостей.

После выполнения описанной теоретической части работы выполняется практический этап исследования для подтверждения полученных расчетных данных. Он заключается в исследовании низкотемпературной сепарации газа на действующем объекте по производству СПГ на ГРС [28], являющегося опытно-промышленным образцом. Выбирается точка в схеме, в которой возможна конденсация компонентов при рассматриваемых условиях, оценивается возможность отбора пробы сжиженной части, после чего работы выполняются поэтапно.

Этап №1

1. Определение состава газа, поступающего на рассматриваемый действующий объект производства, согласно имеющимся лабораторным анализам.

2. Регистрация параметров потока в соответствующей части исследуемого оборудования, отбор пробы жидкости из продувочного сборника конденсата с

редуцированием ее до давления 1,2 МПа в пробоотборнике;

3. Доведение жидкости в пробоотборнике до температуры окружающей среды, при повышении давления – его снижение путем стравливания избыточного;

Лабораторный анализ массовых концентраций компонентов в оставшейся части жидкости (определение компонентного состава образцов проводится методом хроматографического анализа прибором «Хромато-масс-спектрометр GCMS-QP2010 Ultra» Центра коллективного пользования Уральского федерального университета имени первого Президента России Б. Н. Ельцина);

4. Выполнение действия 1–4 для различных сезонов года.

Порядок действий, описанный в этапе №1, позволяет максимально приблизить условия отбора пробы к условиям процесса извлечения пропан-бутановой фракции по предлагаемой схеме извлечения на ГРС.

Этап №2

1. Моделирование действующего процесса низкотемпературной сепарации углеводородов, проходящего на рассматриваемом оборудовании, в программном продукте;

2. Сравнение полученных расчетных значений концентраций компонентов в жидкой фракции с лабораторными, полученными при этапе №1, оценка эффективности применения программного продукта.

3. При незначительных отклонениях между расчетными и лабораторными значениями определение по модели расхода получаемой жидкой фракции и других величин на соответствие нормативным требованиям

Порядок действий, описанный в этапе №2, позволяет определить расход получаемой жидкой фракции и других характеризующих ее величин, и подтвердить достоверность этих значений, так как их определение практически путем технически затруднительно.

В процессе низкотемпературной сепарации компонентов газа в зависимости от необходимых итоговых показателей производственного объекта может применяться редуцирующее оборудование с

более высокой эффективностью по сравнению с предложенным.

Наибольшей термодинамической эффективностью на сегодняшний день обладают расширительные машины детандерного типа, в которых среда при расширении в каналах лопаток совершает работу, передаваемую по валу машины для привода другого оборудования. На объектах сжижения газов популярным стал детандер-компрессорный агрегат, в котором работа, совершаемая газом при расширении в детандере, передается на сжатие другого потока в каналах рабочего колеса компрессора, расположенного на другом конце вала.

Однако, с практической точки зрения турбомашин требуются не только в регулярном обслуживании, требующем высоко квалифицированного персонала, но и в функционировании системы улавливания капель и паров турбинного масла, поскольку масло негативно влияет на работу криогенных аппаратов.

В связи с использованием в производственном процессе действующего объекта указанного оборудования, в работе также проводится комплексный теоретический и практический анализ функционирования данного оборудования с целью оценки эффективности его использования в предлагаемой схеме. По результатам данного анализа предлагаются обоснованные технические решения по повышению эффективности работы действующего оборудования.

РЕЗУЛЬТАТЫ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ

В качестве рассматриваемого в работе принят природный газ, транспортируемый по системе газопроводов Бухара-Урал (таблица 1).

Таблица 1¹

Компонентный состав природного газа, транспортируемого по системе газопроводов Бухара-Урал (средний за 3 года)².

Компонент (Component)	Концентрация (Concentration), %
Метан (Methane)	94,8
Этан (Ethane)	3,31
Пропан (Propane)	1,2
Изо-бутан (i-butane)	0,159

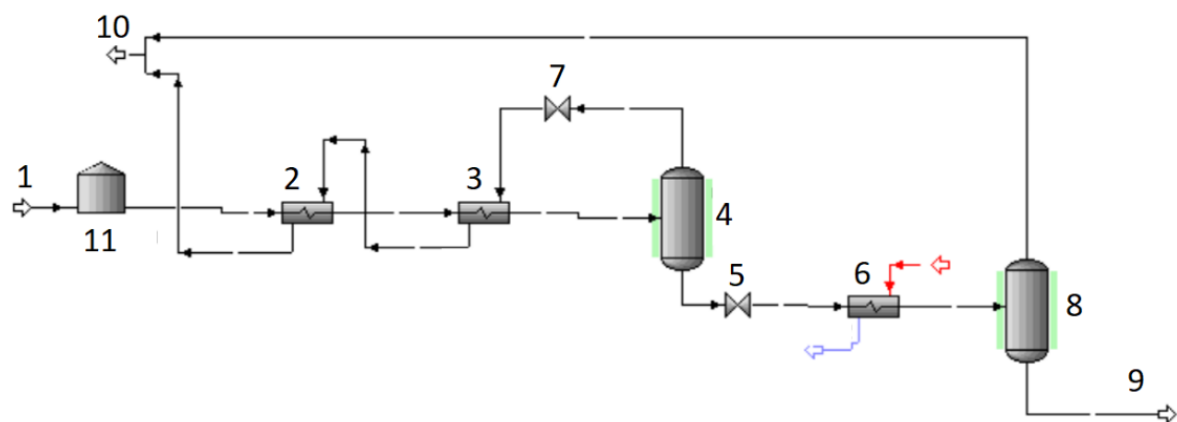
^{1,2} Appendix 1

н-бутан (<i>n</i> -butane)	0,158
Изопентан (<i>i</i> -pentane)	0,031
Н-пентан (<i>n</i> -pentane)	0,021
Гексан+ (Hexane+)	0,02
Диоксид углерода (Carbon dioxide)	0,18
Другие (азот, кислород, гелий, водород) (Others (nitrogen, oxygen, helium, hydrogen))	0,121

Определено, что большинство тяжелых компонентов (начиная с пропана и далее по увеличению количества атомов углерода – C_{3+}) достаточно отделять под давлением магистрального газа при температуре не ниже

-74°C . Для этого необходимо предусмотреть два теплообменных аппарата (предварительный и основной), в которых холодным теплоносителем будет обратный расширенный поток низкой температуры после сепарации тяжелых компонентов. Поскольку магистральный природный газ при рабочем давлении имеет температуру точки росы около -20°C , необходимо также предусмотреть оборудование для осушки газа.

На рис. 1 представлена предлагаемая модель процесса отделения тяжелых углеводородов в процессе редуцирования природного газа на ГРС, сформированная в используемой программе.



1-входной поток магистрального газа, 2-предварительный теплообменник, 3- основной теплообменник, 4-сепаратор №1, 5-дрессель №2, 6-нагрев до температуры окружающей среды, 7-дрессель №1, 8-сепаратор №2, 9-сжиженная смесь углеводородов, 10-поток газа в распределительную сеть, 11-блок осушки

Рис. 1. Модель процесса отделения тяжелых углеводородов на ГРС.³

В данной модели поток природного газа из магистрального газопровода (№1 на рис.1) после предварительной осушки (№11 на рис.1) поступает последовательно в трубный пучок предварительного (№2 на рис.1), а затем основного теплообменника (№3 на рис.1), в результате чего охлаждается обратным холодным потоком до такого значения температуры, которого необходимо достичь, чтобы конденсировались алканы C_{3+} . Для отделения сжиженных компонентов, сконденсированных в процессе охлаждения потока высокого давления до состояния капельной жидкости, предусмотрен сепаратор (№4 на рис.1). Паровая фаза сепаратора расширяется до выходного давления ГРС, проходя через дроссель (№7 на рис.1), при этом ее температура снижается, что позволяет

обеспечить необходимый температурный напор в теплообменниках для охлаждения прямого потока. Пройдя оба теплообменника данный поток нагревается за счет прямого потока и выходит в распределительный коллектор ГРС (№10 на рис.1). Полученная в сепараторе №1 жидкость также редуцируется до давления выходящего потока ГРС через дроссель (№5 на рис.1) и нагревается до температуры окружающей среды при прохождении через атмосферный теплообменник (№6 на рис.1), в котором источником теплоты является окружающий воздух.

Отличительной чертой данной схемы является отсутствие энергозатратных подогревателей для нагрева жидкости, однако, температуру после регазификатора

³ Appendix 1

невозможно регулировать, поэтому проведен тщательный анализ по выбору необходимого режима работы оборудования. При изобарном нагреве часть жидкости испаряется (в основном низкокипящие компоненты), после чего пары отделяются от остатков жидкости в другом сепараторе (№8 на рис.1). Доля сжиженных компонентов (№9 на рис.1) и состав выходящего потока газа низкого давления зависит от компонентного состава и давления входного газа, а также от значений температуры сепарируемого потока и температуры окружающей среды.

Наиболее эффективной будет схема извлечения тяжелых углеводородов, при которой извлекаемая смесь может быть реализована как готовый коммерческий продукт. Проанализировав нормативные требования к техническим характеристикам жидких углеводородных продуктов, наиболее привлекательным по простоте получения и технической возможности реализации на ГРС представляется пропан-бутановый продукт.

Для получения в качестве жидкой фракции пропан-бутанового продукта с компонентным составом, соответствующим требованиям [26,27], в условиях меняющегося компонентного состава и давления входного (магистрального) газа, а также сезона года, проведено определение диапазона основного параметра схемы – температуры перед сепаратором, при котором схема будет функционировать. В расчете теплопритоки к теплообменному оборудованию приняты минимальными (порядка 2% от мощности оборудования).

Компонентный состав получаемой жидкой фракции углеводородов и выходящего потока природного газа зависит от следующих параметров:

внешние: компонентный состав магистрального (входного) газа, температура окружающей среды, давление магистрального газа;

внутренние: давление сепарации (давление в сепараторе №1 и №2), температура перед сепарацией.

Для данного исследования давление в сепараторах №1 и №2 принято постоянным со значением 1,2 МПа, поскольку именно с таким давлением газ поступает на АГНКС. Рассмотрение редуцирования потоков до более высокого давления в данной работе не целесообразно, в том числе по причине того, что давление пропан-бутановой жидкой фракции не должно превышать 1,6 МПа согласно требованиям [26,27].

Учитывая, что пропан-бутановые продукты реализуются под различными марками (пропан технический, пропан автомобильный, пропан бутан автомобильный, пропан бутан технический, бутан технический), в рамках данного исследования рассматривались следующие основные характеристики, по которым оценивается отнесение продукта к определенной марке пропан-бутанового продукта:

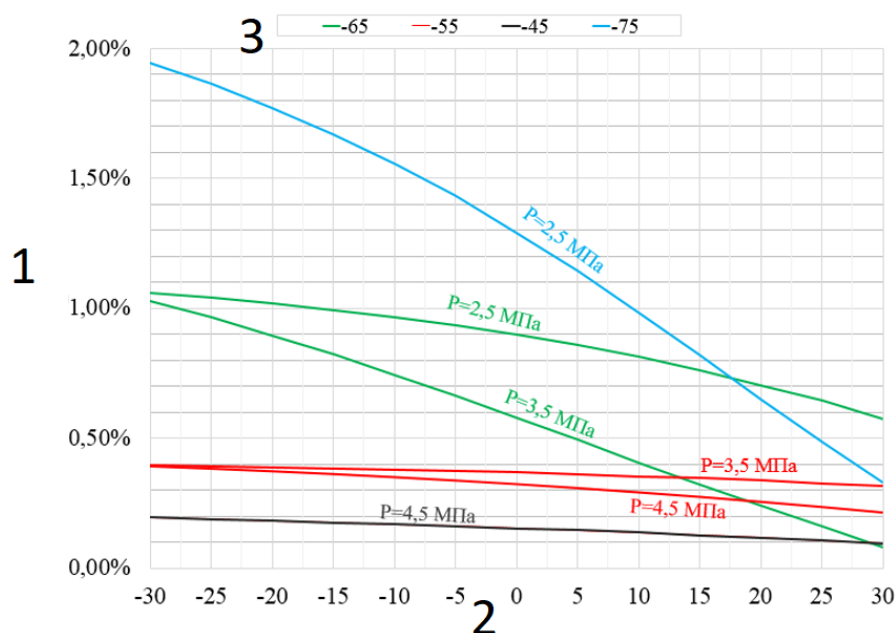
-массовая доля пропана, %;

-массовая доля бутанов, %;

-давление насыщенных паров при температуре 45°C, МПа.

В указанном нормативном документе дополнительным требованием к продукту является объемная доля жидкого остатка при 20°C, которая указывает на наличие воды и щелочи. Учитывая, что рассматриваемая схема предусматривает осушку основного потока газа до температуры точки росы порядка -60°C, для данного исследования определение наличия остаточной влаги в сжиженном продукте не представляет необходимости.

По результатам проведенного моделирования определено, что оптимальным режимом функционирования предложенной схемы в условиях меняющегося состава магистрального газа будет режим поддержания температуры охлаждения потока от -75°C до -65°C при давлении магистрального газа от 2,5 до 3,5 МПа, либо от -55°C до -45°C при давлении магистрального газа от 3,5 до 4,5 МПа (рис. 2).

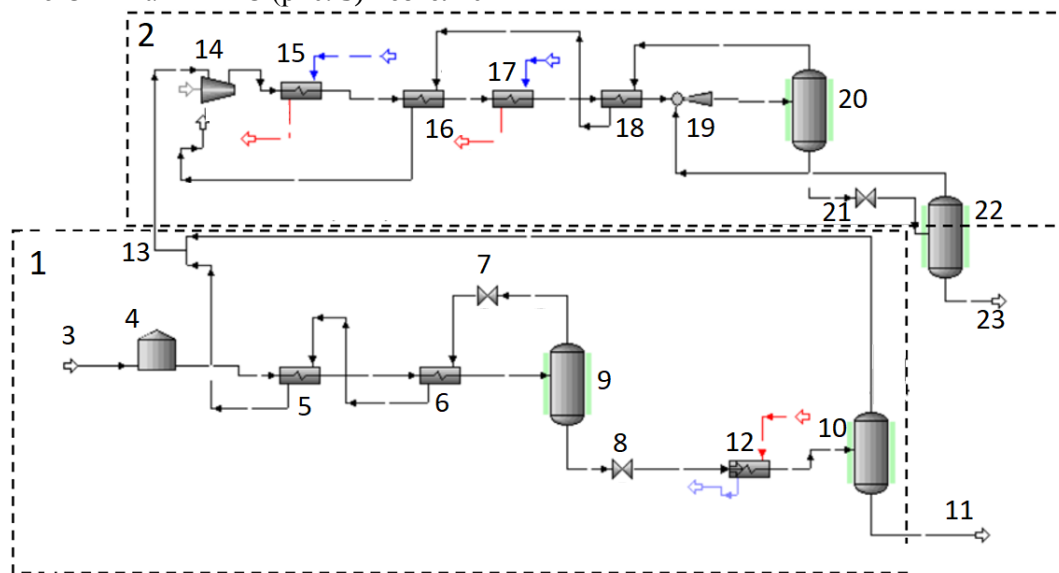


1-массовая доля получаемой жидкой фракции от входного потока [%], 2-температура окружающей среды [$^{\circ}\text{C}$], 3- температура в сепараторе №1 [$^{\circ}\text{C}$].

Рис. 2. График зависимости доли получаемой жидкой фракции от давления и температуры сепарации, температуры окружающей среды (при составе природного газа с наибольшими концентрациями тяжелых углеводородов).⁴

Согласно полученным зависимостям, установка по извлечению пропан-бутана на ГРС в совместной работе с установкой по получению СПГ на АГНКС (рис. 3) позволяет

увеличить концентрацию метана в СПГ не более чем на 1% и значительно уменьшить концентрацию алканов C_{5+} (пентаны и выше).

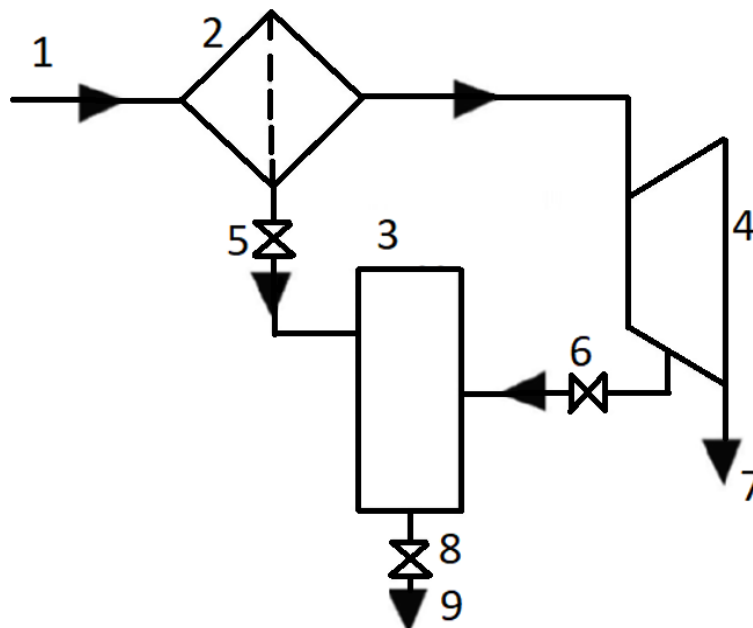


1-ГРС, 2-АГНКС 3- входной поток магистрального газа, 4-блок осушки, 5-предварительный теплообменник, 6-основной теплообменник, 7,8-дрозель, 9-сепаратор, 10-емкость хранения пропан-бутановой смеси, 11-пропан-бутановая смесь, 12-нагрев до температуры окружающей среды, 13-поток газа на выходе с ГРС, 14-компрессор, 15-охладитель сжатого газа, 16,18-теплообменники, 17-холодильная машина, 19-эжектор, 20-сепаратор, 21-дрозель, 22-емкость хранения СПГ, 23-СПГ.

Рис. 3. Модель предлагаемого процесса получение СПГ на АГНКС с предварительным отделением тяжелых углеводородов на ГРС.⁵

В практической части исследования рассматривается система охлаждения и очистки газа перед входом на

расширительную машину – турбодетандер, который является основным узлом по выработке холода (рис. 4).



1-технологический поток с давлением 3,0-3,4 МПа и температурой 220-230 К, 2-фильтр-отделитель, 3-сборник конденсата, 4-турбодетандер, 5,6,8-клапаны, 7-расширенный газ с давлением 0,6-0,7 МПа и температурой 170-180 К, 9-сброс конденсата в распределительную систему ГРС

Рис. 4. Схема отделения конденсата от потока газа, поступающего в полость турбодетандера.⁶

При номинальном режиме работы турбины давление на входе в турбину составляет 3,0-3,4 МПа, а температура варьируется от 220 до 230 К. То есть, параметры потока на входе в турбину соответствуют рассмотренным параметрам потока при извлечении пропан-бутана.

По результатам реализации этапа №1 получены наборы компонентных составов жидкой фракции, произведенной на действующем оборудовании в различные сезоны года (таблица 2).

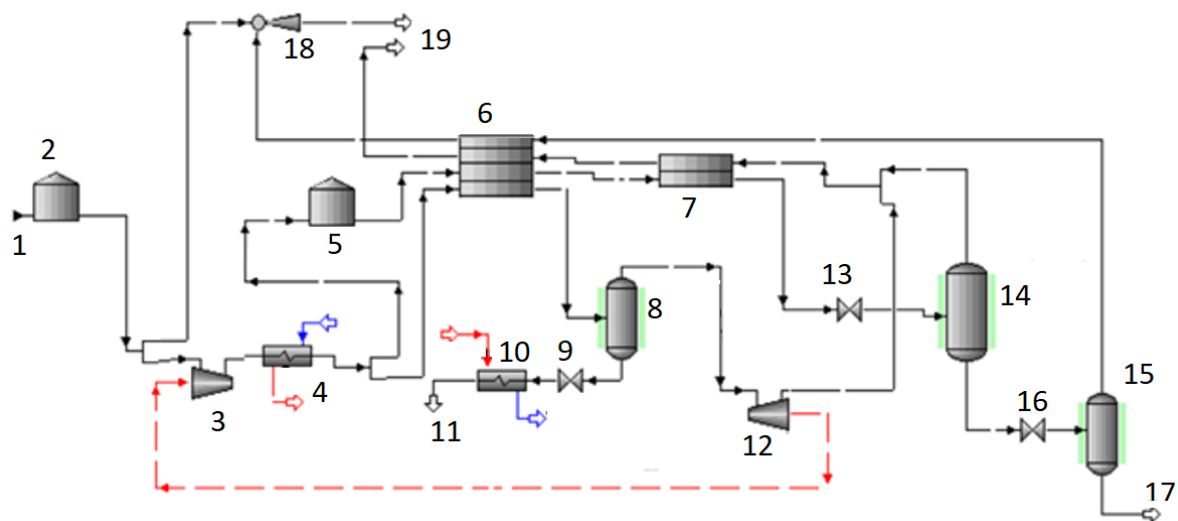
Таблица 2⁷

Компонентный состав конденсата по результатам хроматографического анализа.⁸

Месяц отбора пробы (Sample month)		Октябрь (October)	Январь (January)	Май (May)
Температура окружающей среды при отборе пробы (Ambient temperature at sampling), °C		+5	-24	+14
Давление потока перед турбиной, МПа (Turbine inlet flow pressure, MPa)		3,11	3,24	3,03
Температура потока перед турбиной (Turbine inlet flow temperature), °C		-48	-51	-45
Концентрация компонентов жидкой фракции, определенная лабораторным путем, % масс. (Determined by laboratory method components concentration in liquid fraction, % mass.)	Метан (Methane)	1,62	2,15	1,42
	Этан (Ethane)	2,91	4,23	1,87
	Пропан (Propane)	17,12	18,1	14,12
	Бутаны (Butanes)	22,01	21,9	19,9
	Пентаны (Pentanes)	54,34	52,9	56,96
	Гексаны+др. (Hexane+others)	1,9	1,43	4,11

Далее был смоделирован в программе процесс получения СПГ с конденсацией

компонентов на действующем объекте (рис. 5).



1-вход магистрального газа, 2-блок осушки, 3-турбокомпрессор, 4-охладитель газа, 5-блок очистки от диоксида углерода, 6-предварительный теплообменник, 7-основной теплообменник, 8-фильтр-отделитель, 9,13,16-клапаны-регуляторы, 10-нагрев до температуры окружающей среды, 11-конденсат, 12-турбодетандер, 14-сепаратор, 15-емкость хранения СПГ, 17-выдача СПГ, 18-эжектор, 19-поток газа в распределительную систему ГРС

Рис. 5. Смоделированный процесс получения СПГ с конденсацией компонентов на действующем промышленном объекте.⁹

В модели на отборе жидкой фазы из фильтра перед детандером добавлен дроссель и нагреватель, имитирующие переход потока к температуре окружающей среды и давлению

1,2 МПа. Моделирование позволило получить расчетные значения концентраций и расхода жидкой фракции (таблица 3).

Таблица 3¹⁰

Компонентный состав конденсата по результатам расчета в модели.¹¹

Температура нагрева конденсата, °C (Condensate heating temperature)		+5	-24	+14
Давление потока перед турбиной, МПа (Turbine inlet flow pressure, MPa)		3,11	3,24	3,03
Температура потока перед турбиной (Turbine inlet flow temperature), °C		-48	-51	-45
Концентрация компонентов жидкой фракции, определенная лабораторным путем, % масс. (Determined by modeling method components concentration in liquid fraction, % mass.)	Метан (Methane)	1,5	2,2	1,35
	Этан (Ethane)	3,0	4,98	1,95
	Пропан (Propane)	16,5	17,8	14,7
	Бутаны (Butanes)	22,0	21,5	20,67
	Пентаны (Pentanes)	54,2	52,2	57,3
	Гексаны+др. (Hexane+others)	2,8	1,3	4,03

По результатам сравнения полученных лабораторных (таблица 2) и расчетных (таблица 3) значений концентраций компонентов определено, что отклонения между данными значениями не превышают 5%.

Этот факт подтверждает применимость программного продукта для использования в целях определения других характеристик

жидкой фракции (таблица 4), определение которых технически затруднительно.

Согласно данным таблиц 2 и 4 отделяемая сжиженная фракция по своим характеристикам не противоречит нормативным требованиям и может быть реализована под маркой «пропан-бутан технический».

Таблица 4¹²Характеристики конденсата по результатам расчета в модели.¹³

Температура нагрева конденсата, °C (Condensate heating temperature)	+5	-24	+14
Давление потока перед турбиной, МПа (Turbine inlet flow pressure, MPa)	3,11	3,24	3,03
Температура потока перед турбиной (Turbine inlet flow temperature), °C	-48	-51	-45
Расход потока перед турбиной, кг/ч (Turbine inlet flow rate, kg/h)	21000		
Расход получаемой сжиженной фракции, кг/ч (Consumption of the liquefied fraction, kg/h)	138,6	201,6	102,9
^{9,10,11} Appendix 1 Давление паров сжиженной фракции при температуре 45°C, (Liquefied fraction vapor pressure at 45°C, MPa)	0,68	0,92	0,65

Необходимо отметить, что в рамках выполнения данного исследования было выявлено следующее: после продолжительной выдержки получаемой сжиженной фракции (порядка 12 часов) при условиях окружающей среды (при атмосферном давлении и температуре) часть жидкости остается в сконденсированном состоянии (в дальнейшей работе будет называться как не испаряемый конденсат). При постепенном накоплении этого конденсата в таре потребуется его

дальнейшая утилизация, поэтому предлагается дополнительно рассмотреть состав данного конденсата и его свойства.

В процессе производства было отобрано три пробы сжиженной фракции, доведенной до состояния не испаряемого конденсата при условиях окружающей среды и атмосферном давлении, в разные сезоны года, с последующим их лабораторным анализом. Результаты анализа представлены в таблице 5.

Таблица 5¹⁴Компонентный состав неиспарившегося конденсата по результатам хроматографического анализа.¹⁵

Компонент (Component)	Концентрация (Concentration), %		
	Октябрь (October)	Январь (January)	Март (March)
Пропан (Propane)	0,42	0,35	0,38
Бутаны (Butanes)	4,94	2,48	2,63
Пентаны (Pentanes)	11,63	11,44	10,06
Гексаны (Hexanes)	18,7	16,98	17,66
Гептаны (Heptanes)	12,05	14,8	13,84
Октаны (Octanes)	4,84	5,17	6,66
Нонаны (Nonans)	0,99	1,34	3,88
Деканы (Decanes)	0,61	0,82	0
Циклопентаны (Cyclopentanes)	14,49	12,82	10,58
Циклогексаны (Cyclohexanes)	25,17	23,53	24,45
Ароматические углеводороды (Aromatic hydrocarbons)	2,22	3,41	2,11
Бициклические углеводороды (Bicyclic hydrocarbons)	2,42	3,77	3,29
Другие (эфир, адамантаны) (Others (ethers, adamantanes))	1,52	2,09	3,53

Полученные компонентные составы неиспарившегося конденсата указывают на то, что большая часть таких компонентов, как этан, пропан, бутаны и пентаны испаряются (оставшаяся часть компонентов может быть растворена в основной жидкой фракции), а остаются в большей степени гексан и более

высшие углеводороды (с более высокой температурой кипения при атмосферном давлении), а также другие компоненты, концентрации которых в магистральном газе незначительны и не определяются при регулярном анализе состава магистрального природного газа.

^{12,13,14,15} Appendix 1

Известно, что подобная смесь может применяться в качестве средства для обезжиривания поверхностей, свойства аналога которого регламентированы документом «Эфир петролейный ТУ 6-02-1244-83» [29]. Согласно данному документу пентано-гексановая фракция (по-другому – петролейный эфир) может применяться как растворитель жиров, масел, смол и т.д.

Для определения эффективности обезжиривания поверхности данным конденсатом от масел проведено несколько экспериментов, результаты которых подтвердили обезжиривающие свойства конденсата.

Опыт эксплуатации детандер-компрессорного оборудования на действующем объекте по производству сжиженного природного газа позволил сделать вывод о наличии некоторых особенностей функционирования такого оборудования, негативно влияющего на дальнейшее охлаждение потоков в процессе сжижения. Эти особенности и их влияние на производственный процесс описаны ниже на примере ранее рассмотренного действующего промышленного объекта [28].

Основную проблему при эксплуатации ожижителя (рис. 5) представляет сниженная по сравнению с проектным значением мощность предварительного теплообменника, которая приводит к недоохлаждению потоков и, как следствие, к сниженной производительности по итоговому продукту.

О сниженной мощности теплообменника свидетельствует повышенный по сравнению с проектным значением перепад давления сжатого в турбокомпрессоре потока на входе и выходе предварительного теплообменника.

Предполагается, что повышенный перепад связан с попаданием паров турбинного масла в газовую полость турбокомпрессора, что подтверждается несколькими фактами:

- выявленным слоем полимеризованного (затвердевшего) масла на вскрытых фильтрах блока адсорбционной очистки газа от диоксида углерода после их нагрева;

- постепенным снижением уровня масла в маслобаке в процессе эксплуатации.

Технологический поток газа с парами масла поступает в предварительный теплообменник, в котором газ охлаждается до температуры 220 – 230 К. Ранее при использовании масла марки TurbwayGT пары масла конденсировались и кристаллизовались

на внутренней поверхности медных трубок теплообменника при температуре 243 К (температура замерзания масла).

После каждого технологического останова принималось решение отогрева данной линии потоком газа с температурой 100 – 200 С° для оттаивания кристаллизованного слоя масла и дальнейшей продувки. Однако, поскольку отогрев производился без доступа кислорода, часть масла полимеризовалась на стенках трубок, тем самым увеличив сопротивление трубного пучка теплообменника. Предположение о полимеризации масла в трубках теплообменника может быть обосновано выявленным слоем полимеризованного (затвердевшего) масла на вскрытых фильтрах блока адсорбционной очистки газа от диоксида углерода, которые также подвергались накоплению масляной пленки на поверхности при движении потока и нагреву до высоких температур без доступа кислорода в процессе регенерации адсорбента.

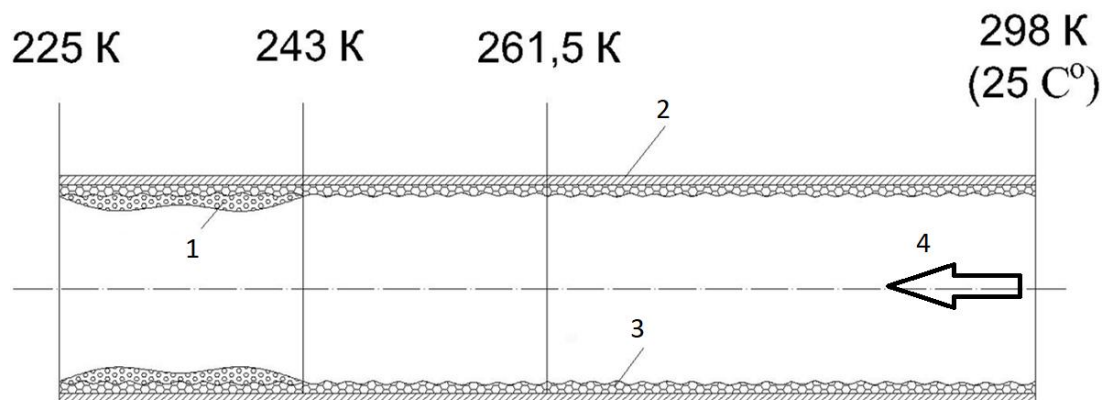
Перепад давления между точками на выходе из турбокомпрессора и на входе в турбодетандер достиг значения 0,2-0,3 МПа. Можно предположить, что такой перепад создается из-за налета полимеризовавшегося масла и масла, замерзающего на стенках трубок в процессе эксплуатации (рис. 6).

После замены масла марки TurbwayGT на российский аналог марки ТП-22С, температура замерзания которого 258 К, точка начала замерзания масла сдвинулась ближе ко входу потока, тем самым увеличив перепад давления до значения 0,4 – 0,5 МПа (рис. 7).

Как видно из рисунка 7, длина участка с замерзшим отечественным маслом увеличилась примерно вдвое, также, как и перепад давления потока.

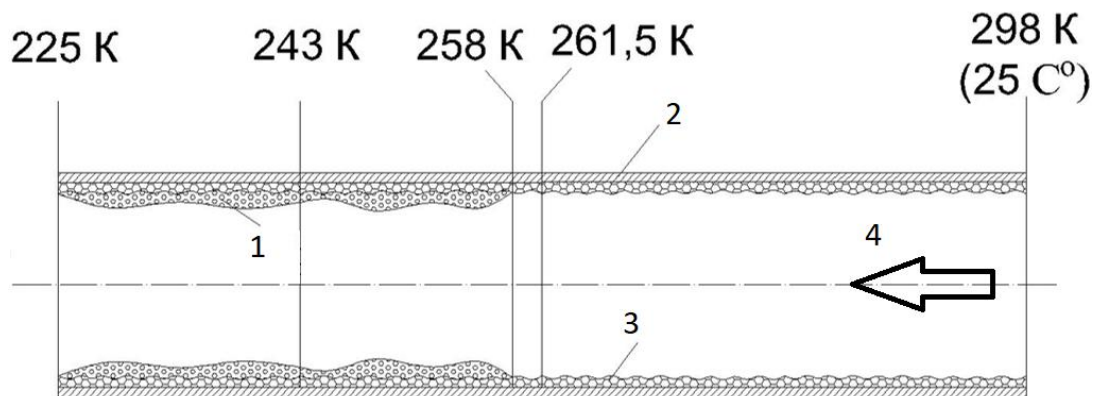
Итоговым подтверждением описанной причинно-следственной цепочки был проведенный эксперимент, не влияющий на производственный процесс.

Постепенно увеличивали давление технологического потока на входе в теплообменник (таким образом увеличивая расход газа) от 3,8 до 4,05 МПа, при этом добились увеличения температуры потока на выходе из теплообменника до максимально возможной. Результаты измерения температуры потока на выходе в зависимости от давления потока на входе представлены на рис. 8.



1-замерзший слой масла, 2-стенка трубки теплообменника, 3-налет полимеризованного масла, 4-направление движения среды

Рис. 6. Сечение медной трубки предварительного теплообменника с предполагаемым слоем полимеризованного и замерзшего масла TurbwayGT.¹⁶



1-замерзший слой масла, 2-стенка трубки теплообменника, 3-налет полимеризованного масла, 4-направление движения среды

Рис. 7. Сечение медной трубки предварительного теплообменника с предполагаемым слоем полимеризованного и замерзшего масла ТП-22С.¹⁷

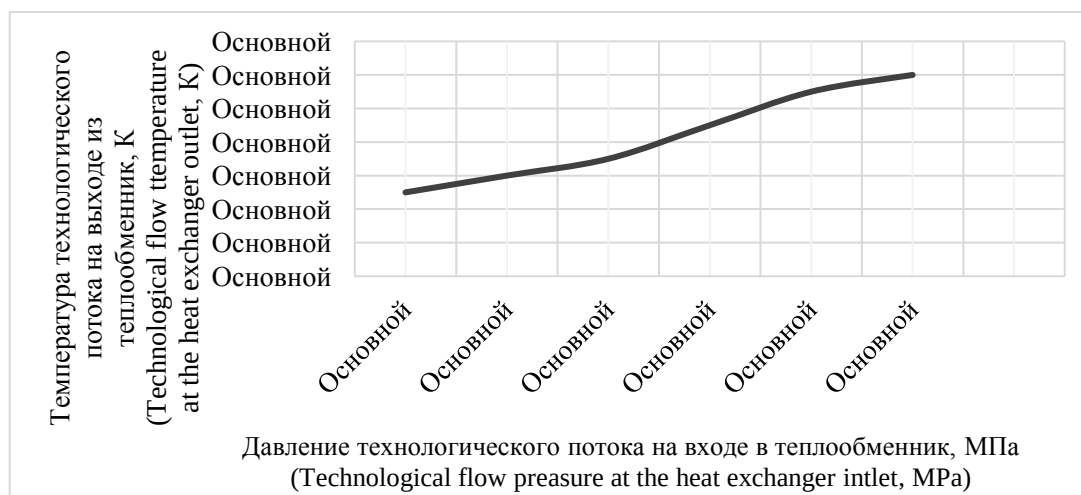


Рис. 8. График зависимости давления технологического потока на выходе из предварительного теплообменника от его температуры.¹⁸

Таким образом, удалось повысить температуру выходного потока до 232 К. При этом наблюдалось снижение перепада давления потока с 0,5 МПа до 0,37 МПа – на 26%. Такой эффект возможно связан со

смещением границы замерзания масла (рис. 9). Изменение перепада давления позволило увеличить производительность комплекса на 4,1% от фактического значения.



Рис. 9. Смещение границы замерзания масла при увеличении расхода потока.¹⁹

ВЫВОДЫ

По результатам проведенной работы сформированы следующие выводы.

Предложена новая технология процесса редуцирования газа на газораспределительной станции с использованием теплообменного и сепарационного оборудования, которая позволяет:

повысить эффективность процесса сжижения этого газа на АГНКС за счет снижения концентрации в нем тяжелых углеводородов (технология позволяет практически полностью извлечь из СПГ такие компоненты как пентаны, гексаны и более ^{18,19} Appendix 1 цороды, которые при накоплении достигают предела их растворимости в основном продукте и способны выпадать в твердый осадок.);

извлекать пользу из неэффективного процесса дросселирования газа на ГРС – получать сжиженный углеводородный газ.

Получены зависимости параметров процесса низкотемпературной сепарации на ГРС от таких величин, как давление магистрального газа, его компонентный состав, температура окружающего воздуха (сезон года), определен оптимальный режим функционирования схемы при различных внешних параметрах.

Эффективность предложенной модели подтверждена экспериментальным путем, в том числе обоснованы предположения о возможности извлечения пропан-бутана при охлаждении магистрального газа давлением 3,0–3,5 МПа на действующем промышленном объекте по производству СПГ.

В рамках исследования оформлен патент на изобретение «Растворитель на основе тяжелых углеводородов» [30], концентрации компонентов которого могут меняться в диапазонах, определенных по результатам экспериментального анализа состава: пропан 0-0,5 %, бутаны 2-5 %, пентаны 8-12 %, гексаны 14-18 %, гептаны 12-14 %, октаны 4-7 %, нонаны 0-4 %, деканы 0-2 %, циклопентаны 10-15 %, циклогексаны 23-28 %, ароматические углеводороды 2-4 %, бициклические углеводороды 2-4 %, другие (эфиры, адамантаны) 1-4%.

Теоретический и практический анализ функционирования оборудования низкотемпературной сепарации позволил сформировать обоснованные технические решения по повышению эффективности работы теплообменного оборудования:

для поддержания наименьшего перепада давления в трубном пространстве технологического потока предварительного теплообменника в текущих условиях

эксплуатации необходимо поддерживать максимальное давление потока на входе в теплообменник и максимальную температуру данного потока на выходе из теплообменника.

замена турбинного масла на аналогичное, но с наименьшей температурой кристаллизации, также позволит снизить перепад давления в предварительном теплообменнике за счет смещения границы замерзания масла ближе к выходу потока (такой способ значительно дешевле, чем модернизация турбинного модуля по исключению попадания паров масла в газовую полость либо установка маслоуловителя).

Таким образом, в процессе исследования поставленные задачи были выполнены, цель достигнута.

Результаты проведенной работы могут быть рассмотрены не только в качестве доказательной базы предлагаемой схемы извлечения пропан-бутана на ГРС, но и в качестве обоснования повышения

экономической эффективности рассмотренного действующего производства СПГ на ГРС. Так, повышение экономической эффективности может быть обеспечено за счет следующих мероприятий:

-дополнительная очистка потока, поступающего на сжижение, от тяжелых углеводородов, позволяющая повысить качество получаемого СПГ за счет увеличения концентрации метана;

-реализация отделяемой сжиженной фракции в качестве готового продукта марки «пропан-бутан технический» на собственные нужды, либо как коммерческий продукт;

-при необходимости часть извлекаемой пропан-бутановой фракции может быть доведена до давления и температуры окружающей среды с целью преобразования в запатентованный растворитель-обезжириватель [30], который также может быть использован на нужды предприятия.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

^{1,2}**Table 1.** Component composition of natural gas transported through the Bukhara-Ural gas pipeline system (3-year average)

³**Fig. 1.** Model of heavy hydrocarbons separation process at GDS (1-inlet flow of pipeline gas, 2-preparatory heat exchanger, 3-main heat exchanger, 4-separator №1, 5-throttle №2, 6-heating to ambient temperature, 7-throttle №1, 8-separator №2, 9-liquefied hydrocarbon mixture, 10-outlet flow to gas distribution system, 11-dehydration unit).

⁴**Fig. 2.** Diagram of the dependence of the fraction of obtained liquid fraction on pressure and temperature of separation, ambient temperature (when natural gas with the highest concentrations of heavy hydrocarbons) (1- mass fraction of the resulting liquid fraction from the inlet flow, %, 2- ambient temperature, °C, 3- separator №1 temperature).

⁵**Fig. 3.** Model of the proposed LNG process at the CNG station with preliminary separation of heavy hydrocarbons at the GDS (1-GDS, 2-CNG filling station, 3-inlet flow of pipeline gas, 4-dehydration unit, 5-preparatory heat exchanger, 6-main heat exchanger, 7,8-throttle, 9-separator, 10-propane-butane mixture storage tank, 11- propane-butane mixture, 12- heating to ambient temperature, 13-outlet flow from the GDS, 14-compressor, 15-compressed gas cooler, 16,18-heat exchangers, 17-cooling machine, 19-ejector, 20-separator, 21-throttle, 22-LNG storage tank, 23-LNG).

⁶**Fig. 4.** Schematic diagram of condensate separation from the gas flow entering the turboexpander cavity (1-process flow at pressure 3,0-3,4 Mpa and temperature 220-230 K, 2-separating filter, 3-condensate collecting tank, 4-turboexpander, 5,6,8-valva, 7-expanded gas at

pressure 0,6-0,7 Mpa and temperature 170-180 K, 9-condensate discharge at the GDS).

^{7,8}**Table 2.** Component composition of condensate by chromatographic analysis

⁹**Fig. 5.** Simulated process of LNG production with condensation of components at an operating industrial facility (1- inlet flow of pipeline gas, 2-dehydration unit, 3-turbocompressor, 4-compressed gas cooler, 5-CO₂ purification unit, 6- preparatory heat exchanger, 7-main heat exchanger, 8- separating filter, 9,13,16-throttle-valve, 10- heating to ambient temperature, 11-condensate, 12-turboexpander, 14-separator, 15-LNG storage tank, 17-LNG, 18-ejector, 19-outlet flow to the GDS)

^{10,11}**Table 3.** Component composition of condensate according to th8-e results of calculations in the model

^{12,13}**Table 4.** Characteristics of condensate according to the results of calculations in the model

^{14,15}**Table 5.** Ccomponent composition of unevaporated condensate by chromatographic analysis

¹⁶**Fig. 6.** Cross-section of copper preparatory heat exchanger tube with an assumed layer of polymerized and frozen TurbwayGT oil (1-frozen oil layer, 2-heat exchanger tube wall, 3-polymirized oil deposits, 4-flow direction).

¹⁷**Fig. 7.** Cross-section of copper preparatory heat exchanger tube with an assumed layer of polymerized and frozen TP-22S oil (1-frozen oil layer, 2-heat exchanger tube wall, 3-polymirized oil deposits, 4-flow direction).

¹⁸**Fig. 8.** The graph of the process flow pressure at the outlet of the preparatory heat exchanger against its temperature

¹⁹**Fig. 9.** Shift of oil freezing limit with an increasing flow rate (1-frozen oil layer, 2-heat exchanger tube

wall, 3-polymirized oil deposits, 4-flow direction, 5-shift of freezing limit).

Литература (References)

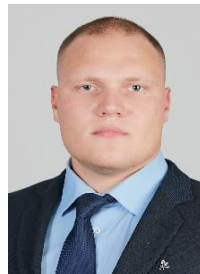
- [1] Kohl. A., Nielsen. R. *Gas Purification* (5th ed.). Houston, TX, USA: Gulf Publishing Company, 1997.
- [2] Burtsev, S.A., Karpenko, A.P., Leontiev, A.I. A method for distributed production of liquefied natural gas at gas-distribution stations. *High Temperature*, 2016, no.54, pp.573–576.
- [3] Quack, H. Conceptual design of an efficient small LNG production facility. *Cryogenics: Proceedings of the 12th IIR International Conference*, Dresden, 2012, pp. 215–220
- [4] Gorbatskii, Yu.V., Domashenko, A.M., Peredel'skii, V.A., Skorodumov, B.A. Problems and prospects of creating the infrastructure of liquefied natural gas production complexes. *Chemical and Petroleum Engineering*, 2001, vol. 11, no. 37, pp. 612–616.
- [5] Tianbiao, H., Yonglin, J. A novel process for small-scale pipeline natural gas liquefaction plant. *Applied Energy*, 2014, no.115, pp. 17–24.
- [6] Tianbiao, H., Yonglin, J. Design and optimization of natural gas liquefaction process by utilizing gas pipeline pressure energy. *Applied Thermal Engineering*, 2013, no. 57, pp.1–6.
- [7] Tan, H., Zhao, Q., Sun, N., & Li, Y. Proposal and design of a natural gas liquefaction process recovering the energy obtained from the pressure reducing stations of high-pressure pipelines. *Cryogenics*, 2016, vol.1, no. 80, pp. 82–90.
- [8] Hudson H.M., Wilkinson J.D., Cuellar K.T., Pierce M.C. Integrated liquids recovery technology improves LNG production efficiency. *Gas Processors Association : given at the 82nd Annual Convention*, San Antonio, 2003, pp. 2–8.
- [9] Elliot D., Qualls W.R., Huang S., Lee R.J. Benefits of integrating NGL extraction and LNG liquefaction technology. *Presentation at AIChE 2005 Spring National Meeting 5th Topical Conference on Natural Gas Utilization*, Atlanta, 2005. Available at [BENEFITS OF INTEGRATING NGL EXTRACTION AND LNG ... - ConocoPhillips](#)
- [10] Gorbatskii Yu.V., Domashenko A.M., Peredel'skii V.A., Skorodumov B.A. Problems and prospects of creating the infrastructure of liquefied natural gas production complexes. *Chemical and petroleum engineering*, 2001, Vol. 37, no. 11, pp. 612–616.
- [11] Imran Nazir Unar, Aziza Aftab, Masroor Abro, Estimation of power production potential from natural gas pressure reduction stations in Pakistan using ASPEN HYSYS. *Mehran University Research Journal of Engineering & Technology*, 2015, vol 34, no. 3, pp. 301-308.
- [12] Clementino Pereira, Asep Handaya S., Sutrasno K. Thermodynamic analysis for liquefaction of natural gas using the C3-MR refrigeration process. *International Journal of Chemical Engineering and Applications*, 2014, vol. 5, no. 1, pp. 17-22.
- [13] Chenghao Li, Siyang Zheng, Yufeng Chen, Zhiyong Zeng, Proposal and parametric analysis of an innovative natural gas pressure reduction and liquefaction system for efficient exergy recovery and LNG storage. *Energy*, 2021, vol.223, pp. 1-14.
- [14] Xucen Wang, Min Li, Liuxi Cai, Yun Li, Propane and iso-butane pre-cooled mixed refrigerant liquefaction process for small-scale skid-mounted natural gas liquefaction. *Applied energy*, 2020, vol.275, pp. 1-12.
- [15] Hosanna Uwitonze, Yus Donald Chaniago, Hankwon Lim, Novel integrated energy-efficient dual-effect single mixed refrigerant and NGLs recovery process for small-scale natural gas processing plant, *Energy*, 2022, vol. 254 part 1, pp. 15-19.
- [16] Tianbiao He, Yonglin Ju, A novel conceptual design of parallel nitrogen expansion liquefaction process for small-scale LNG (liquefied natural gas) plant in skid-mount packages, *Energy*, 2014, vol. 75, pp.349-359.
- [17] Margaret Baccanelli , Stefano Langé , Matteo V. Rocco, Laura A. Pellegrini, Emanuela Colombo, Low temperature techniques for natural gas purification and LNG production: An energy and exergy analysis, *Applied energy*, 2016, vol.180, pp.546-559.
- [18] Bezrukov, D.V., Dovbish, A.L., Peredel'skii, V.A. (2008). Blochnaya ustanovka ozhizheniya prirodnogo gaza proizvoditel'nost'yu 1,5 t/ch [Block natural gas liquefaction unit with a capacity of 1.5 t/h]. *Avtogazozapravochnyj kompleks + al'ternativnoe toplivo*, 2008, no.4, pp.56-58.
- [19] Kuzmenko, I.F., Dovbish, A.L., Darbinyan, R.V., Peredel'skii, V.A., Lyapin, A.I. Effektivnaya ustanovka szhizheniya prirodnogo gaza na baze AGNKS s ispol'zovaniem «otkrytogo cikla Klimenko» [Effective natural gas liquefaction unit on the basis of CNG stations using the "open Klimenko cycle"]. *Avtogazozapravochnyj kompleks + al'ternativnoe toplivo*, 2004, no.1, pp. 29-31.
- [20] Khodorkov, I.L. Mini-zavod po proizvodstvu SPG na baze sovmeshchennogo kompleksa AGNKS-GRS [Mini-factory for the production of LNG on the basis of the combined complex of CNG station-GDS], *Avtogazozapravochnyj kompleks + al'ternativnoe toplivo*, 2004, no.3, pp. 50-51.
- [21] Gimatudinov, Sh.K., Shirkovskii, A.I. *Physics of the Oil and Gas Reservoir. Textbook for High Schools* (3rd ed.). 1982, Moscow: Nedra.
- [22] GIBBS. *Modeling in the Oil and Gas Industry*. Available at [GIBBS | моделирование \(gibbsim.ru\)](#)
- [23] AspenTech. Available at [www.aspentech.com](#)

- [24] Schmit, G., Wenzel, H. A modified van der Waals type equation of state. *Chemical Engineering Science*, 1980, vol.7, no.35, pp. 1503–1512.
- [25] Stryjek, R., Vera, J.H. PRSV – an improved Peng-Robinson equation of state with new mixing rules for strongly nonideal mixtures. *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1986, vol. 2, no. 64, pp. 334–340.
- [26] TR EAES 036/2016 *Trebovaniya k szhizhennym uglevodorodnym gazam dlya ispol'zovaniya ih v kachestve topliva* [Technical Regulations of the Eurasian Economic Union "Requirements for Liquefied Hydrocarbon Gases for Use as Fuel"]. Adopted by the Decision of the Council of the Eurasian Economic Commission No. 68, 17 p.
- [27] GOST R 52087-2018. *Gazy uglevodorodnye szhizhennye toplivnye. Tekhnicheskie usloviya* [State Standart. Liquefied Hydrocarbon Fuel Gases. Technical Conditions]. Moscow, Standardinform publ. 2018, 20 p.
- [28] Gaidt, D.D., & Mishin, O.L. *Sposob proizvodstva szhizhennogo prirodnogo gaza i kompleks dlya ego realizacii* [Method of Production of Liquefied Natural Gas and a Complex for Its Implementation]. Patent RF, no. 2541360, 2015.
- [29] TU 6–02–1244–83. *Petrolejnyj efir. Tekhnicheskie usloviya* [Petroleum Ether. Technical Conditions]. Moscow, 1984. 17 p.
- [30] Lebedev M.S., Mishin O.L., Arsentieva L.V. *Rastvoritel' na osnove tyazhelyh uglevodorodov* [Solvent Based on Heavy Hydrocarbons]. Patent RF, no. 2714310. 2020.

Сведения об авторах.



Мунц Владимир Александрович
Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина
профессор, доктор технических наук
область научных интересов: промышленная энергетика
E-mail: v.a.munts@urfu.ru



Лебедев Михаил Сергеевич
Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина.
Инженер,
область научных интересов: промышленная энергетика
E-mail: borez1992@mail.ru

Analysis of the Energy Efficiency of the Air Conditioning System Based on Absorption Refrigeration Machine with Connection of Heat Pump and Solar Collectors

Mereutsa E.V., Sukhikh A.A.

National Research University «Moscow Power Engineering Institute»
Moscow, 111250 Russian Federation

Abstract. This article proposes and analyzes a circuit solution for providing heat supply to the generator of an absorption refrigeration machine (AHM) in centralized air conditioning systems using a heat pump unit (HPU) and solar collectors (SOL). Previously, such schemes have already been considered in the scientific works of Russian and foreign authors. The aim of the work is to propose new circuit solutions aimed at improving such systems, as well as confirming higher energy efficiency. This goal is achieved by solving the following problems: additional supply of the circuit with a common storage tank, operation of the absorption refrigeration machine generator and the condenser of the heat pump unit based on a common heat exchanger. Such a solution for the air conditioning complex based on an absorption refrigeration unit has been proposed for the first time. The most important results are the possibility of obtaining high values of the coefficient of performance, the possibility of achieving a number of technological advantages, increasing reliability and efficiency, as well as reducing the metal consumption of an absorption-type plant operating from solar collectors and a heat pump plant compared to similar systems. The significance of the obtained results lies in the fact that the use of a common storage tank and a combined heat exchanger (AHM generator / HPU heater) provides a significant increase in the coefficient of performance, a decrease in the metal consumption (reduction in costs) of the main equipment.

Keywords: air conditioning, absorption, absorption refrigeration machine, heat pump unit, heat conversion coefficient, solar collector, cooling capacity, coefficient of performance.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.08>

UDC: 621.377

Analiza eficienței energetice a unui sistem de aer condiționat bazat pe o mașină frigorifică cu absorbție cu racordarea unei pompe de căldură și a colectoarelor solare

Mereuța E.V., Suhih A.A.

«Universitatea Energetică din Moscova», Moscova, Federația Rusă

Rezumat. În articol se propune și se analizează o soluție schematică pentru alimentarea cu căldură a generatorului unei mașini frigorifice cu absorbție (MFA) în sistemele de aer condiționat centralizat folosind o instalație cu pompă de căldură (IPC) și colectoare solare. Anterior, astfel de scheme au fost deja luate în considerare în lucrările științifice ale autorilor autohtoni și străini. Scopul lucrării este de a propune noi soluții de circuite menite să îmbunătățească astfel de sisteme, precum și să confirme o eficiență energetică mai ridicată. Acest obiectiv este realizat prin rezolvarea următoarelor probleme: alimentarea suplimentară a circuitului cu un rezervor comun de stocare, funcționarea generatorului mașinii frigorifice cu absorbție și a condensatorului instalației cu pompă de căldură pe baza unui schimbător de căldură comun. O astfel de soluție pentru complexul de aer condiționat bazat pe o unitate frigorifică cu absorbție a fost propusă pentru prima dată. Cele mai importante rezultate sunt posibilitatea de a obține valori ridicate ale coeficientului de performanță, posibilitatea de a obține o serie de avantaje tehnologice, creșterea fiabilității și eficienței, precum și reducerea consumului de metal al unei centrale de tip absorbție care funcționează din colectoare solare și o instalație cu pompă de căldură în comparație cu sisteme similare. Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul că utilizarea unui rezervor comun de stocare și a unui schimbător de căldură combinat (generator MFA / încălzitor IPC) asigură o creștere semnificativă a coeficientului de performanță, o scădere a consumului de metal (reducerea costurilor) a echipamentelor principale.

Cuvinte-cheie: aer condiționat, absorbție, mașină frigorifică cu absorbție, instalație cu pompă de căldură, coeficient de conversie termică, colector solar, capacitate de răcire, coeficient de performanță.

Анализ энергетической эффективности системы кондиционирования на базе абсорбционной холодильной машины с подключением теплонасосной установки и солнечных коллекторов
Мереуца Е.В., Сухих А.А.

ФГБОУ ВО «НИУ «Московский Энергетический Институт», Москва, Российская Федерация

Аннотация. В настоящей статье предлагается и анализируется схемное решение по обеспечению теплоснабжения генератора абсорбционной холодильной машины (АХМ) в системах централизованного кондиционирования с помощью теплонасосной установки (ТНУ) и солнечных коллекторов (СОЛ). Ранее подобные схемы уже были рассмотрены в научных работах российских и зарубежных авторов. Целью работы является предложение новых схемных решений, направленных на совершенствование таких систем, а также подтверждение более высокой энергетической эффективности. Поставленная цель достигается за счет решения следующих задач: дополнительное снабжение схемы общим аккумулярующим баком, работа генератора абсорбционной холодильной машины и конденсатора теплонасосной установки на базе общего теплообменного аппарата. Такое решение для комплекса кондиционирования на базе абсорбционной холодильной установки предложено впервые. Наиболее важными результатами являются возможность получения высоких значений холодильного коэффициента, возможность достижения ряда технологических преимуществ, повышения надежности и экономичности, а также снижения металлоемкости установки абсорбционного типа, работающей от солнечных коллекторов и теплонасосной установки по сравнению с показателями аналогичных систем. Значимость полученных результатов состоит в том, что применение общего аккумулярующего бака и объединенного теплообменного аппарата (генератор АХМ / нагреватель ТНУ) обеспечивает существенное повышение холодильного коэффициента, снижение металлоемкости (уменьшение затрат) основного оборудования.

Cuvinte—cheie: кондиционирование, абсорбция, абсорбционная холодильная машина, теплонасосная установка, коэффициент преобразования теплоты, солнечный коллектор, холодопроизводительность, холодильный коэффициент.

ВВЕДЕНИЕ

Холодильные машины абсорбционного типа (АХМ) широко представлены на рынке оборудования и систем централизованного кондиционирования.

Установки, производимые в настоящее время, достаточно надежны и эффективны, имеют высокий уровень автоматизации контроля и управления режимами работы, не издают шума и вибрации, не требуют постоянного надзора и присутствия специалистов, а техническое обслуживание обычно ограничивается лишь проверкой систем и общим осмотром. Широкое применение АХМ для охлаждения воздуха в настоящее время ограничивается проблемами обеспечения большой тепловой мощности его генератора (нескольких сот киловатт). Для покрытия такой мощности требуются специальные системы производства или утилизации тепловой энергии. Необходимо наличие специальных устройств для производства или утилизации тепловой энергии: котлов, работающих на первичном топливе; котлов—утилизаторов уходящих газов; теплообменников на линиях теплофикационного снабжения; солнечных коллекторов или электронагревателей. Ясно, что использование электрического подогрева является наиболее затратным способом.

Проблемы обеспечения АХМ топливным устройством сжигания и соответствующими коммуникациями, зависимость абсорбционной машины от непрерывного потока высокотемпературного газа, сезонное отключение теплофикационных нагрузок, именно в летние дни, когда многократно возрастает потребность в кондиционировании — все эти перечисленные факторы ограничивают рамки широкого применения и конкурентоспособности АХМ на рынке холодильного оборудования.

В настоящей статье предлагается и анализируется схемное решение на основе включения в состав АХМ теплонасосной установки (ТНУ) и солнечных коллекторов (СОЛ). ТНУ используется не только для обеспечения работы генератора, но и для снятия части нагрузки по отводу теплоты в окружающую среду. На основе результатов расчета такой комплексной схемы доказывается в первую очередь возможность существенного повышения эффективности АХМ в системах централизованного кондиционирования.

Данная проблема широко изучается российскими и зарубежными авторами, но у каждого предлагаемого варианта имеются недостатки.

Эффективным решением существующей проблемы является использование

теплонасосной установки (ТНУ) и гелиоустановок для теплоснабжения генератора АХМ. Такой вариант помогает достичь более высокого холодильного коэффициента, повышая надежность системы. Однако, схемы, предложенные зарубежными и российскими учеными, существующих систем кондиционирования на базе АХМ с использованием ТНУ и солнечного коллектора достаточно сложны [1—22]. Кроме того, в ТНУ и солнечных коллекторах для снабжения горячей водой, использующейся в генераторе, требуется промежуточный водяной контур. Из-за потери теплоты в промежуточном контуре термодинамическая эффективность системы снижается.

В настоящей статье рассматривается вариант включения солнечного коллектора и ТНУ в состав АХМ. Теплоснабжение генератора АХМ обеспечивается тепловым насосом, который использует в качестве низкопотенциального источника поток воды на градирню, а также гелиоустановкой, вклад которой становится основным в дни максимальной солнечной инсоляции. В качестве рабочего вещества ТНУ, солнечных коллекторов и теплоносителя генератора АХМ предлагается использовать один и тот же фреон. В таком варианте исключаются сразу два промежуточных теплообменных контура. Целью настоящей работы является обоснование схемного решения системы кондиционирования на базе АХМ и гелиоустановок, выбор устройств и расчет основных параметров комплекса на различных рабочих телах.

Разработка комплекса кондиционирования на базе абсорбционной машины, теплового насоса и гелиоустановки является актуальной для систем центрального кондиционирования. Применение теплового насоса для обеспечения теплоснабжения генератора АХМ является эффективным мероприятием, которое даёт возможность решить ряд технических вопросов, в том числе добиться повышения холодильного коэффициента. Совместная работа ТНУ и солнечных коллекторов даёт наибольший эффект энергосбережения в дни максимальной солнечной инсоляции.

МЕТОДЫ, РЕЗУЛЬТАТЫ И ОБСУЖДЕНИЕ

Объектом исследования является абсорбционная бромистолитиевая

холодильная машина с одноступенчатой регенерацией раствора АБХМ—600В—10 с модернизированным генератором, теплоснабжение которого обеспечивается тепловым насосом и блоком солнечных коллекторов.

Практическая значимость работы заключается в том, что предполагаемая компоновка открывает возможность более широкого применения абсорбционной холодильной машины в качестве системы кондиционирования, особенно в странах с жарким климатом. Использование фреона октафторциклобутана C_4F_8 (также, как и изобутана R600a) в качестве рабочего тела позволит повысить уровень не только термодинамической эффективности, но и экологической и технологической безопасности.

На рисунке 1 приведена принципиальная схема одноступенчатой АХМ, источником теплоснабжения генератора которой являются потоки рабочего вещества ТНУ и солнечных коллекторов. Теплонасосная установка и солнечные коллектора работают на одном фреоне на бак-аккумулятор-генератор. Генератор АХМ в этой схеме делается выносным (за пределами границы АХМ), он выполняет функцию конденсатора ТНУ и аккумулятора теплоты гелиоустановки.

В состав системы кондиционирования на базе одноступенчатой АХМ входит: абсорбер 1, испаритель АХМ 2, блок нагревателя ТНУ—генератора АХМ 3, конденсатор АХМ 4, первый регенеративный теплообменник АХМ 5, теплонасосная установка 6, солнечный коллектор 7, градирня 8, бак аккумулятора 9, компрессор ТНУ 10, второй регенеративный теплообменник ТНУ 11, испаритель ТНУ 12, дроссель 13 и насосы циркуляции 14, 15, 16, 17. Для контроля расход теплоносителя на схеме тоже показаны регулирующие клапаны 18.

Основные рабочие среды: а—вход горячей воды в генератор АХМ; б—выход охлаждающей воды из конденсатора АХМ; с—выход охлаждаемой воды из испарителя АХМ; д—вход охлаждаемой воды в испаритель АХМ; е—выход горячей воды из генератора АХМ; ф—подвод охлаждающей воды к испарителю ТНУ; г—выход охлаждающей воды из испарителя ТНУ; h—вход охлаждающей воды в абсорбер АХМ.

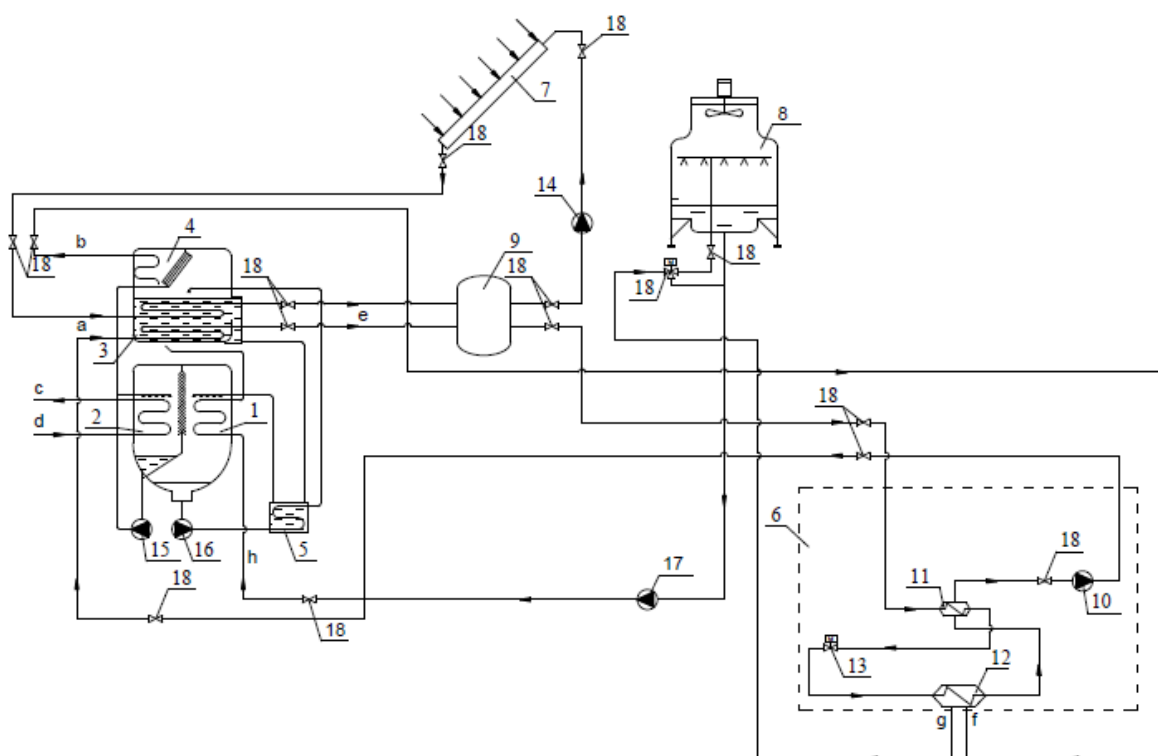


Рис. 1. Абсорбционная холодильная машина со встроенной теплонасосной установкой и солнечным коллектором¹

Система кондиционирования на базе одноступенчатой АХМ с подключением одноступенчатой ТНУ и солнечных коллекторов работает следующим образом. Охлаждаемая до необходимой температуры вода получается за счет испарения хладагента АХМ, который стекает вниз по мембранам. Процесс орошения хладагента по наружным поверхностям труб происходит с помощью циркуляционного насоса 15.

Пар, образующийся в испарителе 2, поступает в абсорбер 1, где он поглощается крепким (концентрированным) водным раствором бромида лития (Li—Br), стекающего в виде пленки по поверхности трубок. Охлаждающая вода, которая поступает от градирни 8, отводит теплоту, выделяемую в абсорбере 1. Концентрация раствора бромида лития снижается в результате поглощения водяного пара. Потом слабый раствор направляется в первый регенеративный теплообменник 5. После подогрева в теплообменнике раствор поступает в межтрубное пространство блока КГ 3. Тут вода из слабого раствора бромистого лития упаривается за счёт теплоты греющей среды из бака аккумулятора, конструкция которого предполагается следующей: бак

состоит из двух цилиндрических оболочек. Внутри цилиндра—конденсат-сборник. Снаружи бак с парафином (фазовый переход твердое—жидкое).

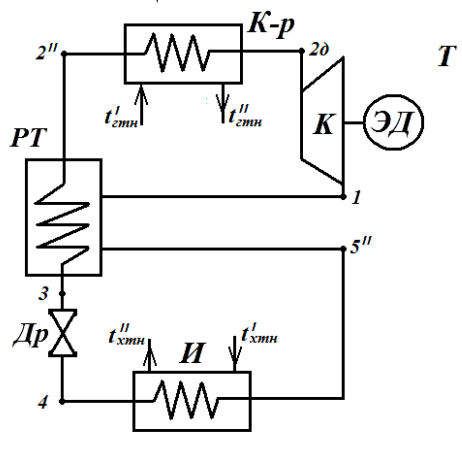
В блоке КГ процесс кипения раствора хладагента и испарения воды осуществляется поводом теплоты от фреона октафторциклобутан (C_4F_8) ТНУ и СОЛ. Конденсат фреона установки ТНУ и СОЛ собирается в баке аккумулятора 9, после которого часть фреона дросселируется в контуре ТНУ, часть конденсата уходит на подогрев в СОЛ. Охлаждающая вода с низкой температурой перед поступлением в градирню 8 предварительно охлаждается в испарителе ТНУ.

Крепкий раствор бромида лития из генератора возвращается на орошение абсорбера после отвода теплоты слабым раствором в первом регенеративном теплообменнике, а образующийся в генераторе водяной пар конденсируется в конденсаторе АХМ 4. Затем конденсат пара (хладагент) возвращается в первый испаритель и цикл замыкается. Охлаждающая вода отводит теплоту конденсации и потом проходит через второй испаритель ТНУ 12, где в свою очередь охлаждает в испарителе

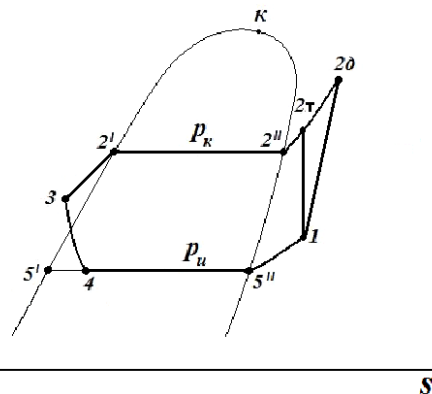
теплонасосной установки и возвращается на градирню 8.

Теплонасосная установка 6 работает для переноса тепловой энергии от охлаждающей воды (с низкой температурой) к горячей воде, использующейся в генераторе абсорбционной холодильной машины.

На рисунке 2 показаны принципиальная схема ТНУ с регенерацией и термодинамический цикл теплового насоса



для чистых веществ. Основные процессы, происходящие в теплонасосной установке: (1—2) – сжатие рабочего тела в компрессоре, (2д—2') – конденсация в конденсаторе, (2'—3) – охлаждение в промежуточном регенеративном теплообменнике, (3—4) – дросселирование и (4—5'') – испарение при постоянной температуре.



К — компрессор; ЭД — электродвигатель; К—р— конденсатор; РТ—регенеративный теплообменник; Др— дроссель; И— испаритель; $t'_{гтн}$ и $t''_{гтн}$ — температура «горячего» теплоносителя на входе и выходе из конденсатора установки; $t'_{хтн}$ и $t''_{хтн}$ — температура «холодного» теплоносителя на входе и выходе из испарителя установки; p_k — давление конденсации; p_u — давление испарения

Рис. 2. Принципиальная схема и рабочий цикл теплонасосной установки²

В качестве базовой машины выбрана абсорбционная бромистолитиевая холодильная машина с водяным обогревом с одноступенчатой регенерацией раствора АБХМ—600В—10 (продукт компании «Теплосибмаш»).

Таблица 1³.

Технические характеристики АБХМ—600В—10⁴.

Параметры АБХМ—600В—10	Значение
Холодильная мощность, (кВт)	660
Расход греющей воды, (м3/ч)	83
Расход охлаждаемой воды, (м3/ч)	113
Расход охлаждающей воды, (м3/ч)	169
Электрическая мощность, (кВт)	3,5
Гидравлическое сопротивление контура, (м вод. ст.)	
— охлаждаемой воды	6,2
— охлаждающей воды	10,6
— греющей воды	2,1

Температура охлаждаемой воды (°C)	12/7
Температура охлаждающей воды (°C)	27/35
Температура греющей воды (°C)	115/105
Минимальная температура охлажденной воды (°C)	5
Допускаемое давление, (МПа):	
— охлаждаемой воды	1
— охлаждающей воды	0,6
— греющей воды	0,6
Характеристики электропитания	380В, 50 Гц
Габаритные размеры, (м)	
L — длина	4,7
B — ширина	1,65
H — высота	3,02

Один из основных оборудования системы АХМ—ТНУ—СОЛ является солнечным модулем, которые выполняет роль подогревателя греющей воды вместе с тепловым насосом. Для выбора подходящего

солнечного модуля, необходимо учитывать следующие моменты:

- рабочая температура теплоносителя модуля выше 115°C;
- блок солнечных коллекторов имеет модульную конструкцию, обеспечивающую проектируемую тепловую мощность.

В качестве исследуемого выбран вакуумно—трубный коллектор VTC—30, производства компании «Sunsystem».

Конструкция представляет собой две концентрически расположенные, одна внутри другой, стеклянные трубы, которые создают герметичное пространство без воздуха. Они сделаны из термозакаленного боросиликатного стекла. На поверхность внутренней трубы нанесено селективное покрытие, благодаря которому она функционирует как высокоэффективный абсорбер солнечного света. Технические характеристики приведены в таблице 2.

Таблица 2⁵.

Технические характеристики вакуумно—
трубных коллекторов VTC—30⁶.

Элементы	VTC—30
Число вакуумных труб (шт)	30
Высота (мм)	1980
Ширина, толщина (мм)	2300/125
Общая поверхность (м2)	4,55
Теплоноситель — жидкость	PG 50% (точка замерзания — 34°C)
Объем теплоносителя (л)	1,82
Расход теплоносителя (л/м ² ·час)	60—80
Материал вакуумных труб	Закаленное боросиликате льное стекло SU—SS— ALN/AIN
Материал пластмассовых элементов	УВ устойчивая пластмасса RAL 9005
Материал/вид теплоносущих труб	Медь/heat pipe TU 1
Собираемый коллектор — кромка/изоляция ^{5,6} Appendix 1	Анодизирова нный алюминий/30 мм полиуретанов ая пена
Температура стагнации (°C)	221

Максимальная рабочая температура (°C)	180
Испытание на давление/максимальное рабочее давление (бар)	25/12
Вес (кг)	86
Диаметр/длина вакуумной трубы (мм)	58/1800
Расстояние между вакуумными трубами (мм)	75
Диаметр/количество теплоносущих труб (мм)	14/30
Вид/диаметр собирающей трубы (мм)	Мед/22
Вход/выход для теплоносителя (мм)	22
Максимальное число коллекторов, подсоединенных в одну цепь/общую усвоенную площадь (штуки/м2)	6/28,2

Так как допустимый расход теплоносителя выбранного солнечных коллекторов довольно малый, поэтому в процессе расчета предполагается, что солнечный модуль покрывает только 25% мощности генератора АХМ. Остальную мощность генератора 75% покрывает ТНУ, работающая постоянно в базовом режиме.

Для обеспечения оптимальной мощности генератора и работоспособности АХМ необходимо подобрать теплонасосную установку, которая обеспечит температуру нагрева фреона до 120°C. Однако предложения серийно-выпускаемых высокотемпературных ТНУ на рынке нет. В силу этого основное теплообменное оборудование ТНУ: нагреватель, испаритель, должно быть разработано и изготовлено по индивидуальным проектам. Компрессор может быть подобран промышленного изготовления.

Для анализа эффективности всего комплекса кондиционирования в качестве рабочего вещества ТНУ и солнечных коллекторов рассмотрен фреон октафторциклобутан (RC318, с—C4F8). Такой хладагент обладает рядом преимуществ: отсутствует потенциал глобального потепления (GWP) и разрушения озонового слоя (ODP), его критическая температура достаточно высока для реализации полного фазового перехода в процессе кипения.

Расчет рабочих параметров цикла и процессов ТНУ производился по программе Национального Бюро Стандартов (США) [24].

Эффективность ТНУ оценивается, прежде всего, коэффициентом преобразования теплоты, представляющим собой отношение количества теплоты $q_1 = h_{2д} - h_2$, сообщенной нагреваемому объекту, к работе $l_{ц} = h_{2д} - h_1$, подведенной на привод компрессора:

$$\mu_{ТНУ} = q_1 / l_{ц} \quad (1)$$

Результаты расчета цикла ТНУ на RC318 с учетом заданных исходных данных, в качестве которых используются температуры кипения t_H и конденсации t_K (либо температуры $t_{2д}$ для сверхкритических циклов) в теплообменных аппаратах, позволяют определить значения тепловой мощности всего ТНУ и его основных аппаратов:

$$Q_{ТНУ} = G_{RC318} \cdot (h_{2д} - h_2) \quad (2)$$

$$Q_H = G_{RC318} \cdot (h_{5''} - h_2) \quad (3)$$

$$Q_K = G_{RC318} \cdot (h_{2д} - h_1) \quad (4)$$

где G_{RC318} — расход фреона в контуре ТНУ определяется в соответствии с проектируемой мощностью ТНУ.

Мощность генератора АХМ складывается из мощностей ТНУ и солнечных коллекторов:

$$Q_{ГЕН}^{АХМ} = Q_{ТНУ} + Q_{СолКол} \quad (5)$$

Общий холодильный коэффициент преобразования блока централизованного кондиционирования АХМ-ТНУ-СолКол определяется по формуле:

$$\varepsilon_{АХМ-ТНУ-СолКол} = \frac{Q^{АХМ}}{N_{НАС}^{АХМ} + N_{КОМ}^{ТНУ} + N_{НАС}^{СОЛ}} \quad (6)$$

Результаты расчета цикла ТНУ представлены в таблице 3.

Таблица 3⁷.

Технические характеристики проектируемой теплонасосной установки на C₄F₈⁸.

Параметры	Значение
Коэффициент преобразования	3,1
температуры насыщения:	
температура испарения, °С	25
температура конденсации, °С	86
Давление после компрессора (МПа)	2,2682
Расход фреона (кг/с)	13,19
Мощность компрессора (кВт)	230,56
Мощность испарителя (кВт)	561,63
Мощность нагревателя (кВт)	693,23

Результаты расчета схемы АХМ—ТНУ—СОЛ с разными уровнями мощности СОЛ соответственно приведены в таблице 4—7.

В таблице 4 показаны характеристики комплекса, при котором солнечные модули работают на 100% от своей мощности.

Таблица 4⁹.

Технические характеристики схемы АХМ—ТНУ—СОЛ (100% СОЛ)¹⁰.

Параметры	Значение
Холодильный коэффициент	5,39
Холодопроизводительность (кВт)	660
Установленная электрическая мощность АХМ (кВт)	3,5
Потребляемая мощность компрессора ТНУ (кВт)	118,86
Контур охлажденной воды	Температура на входе (°С)
	Температура на выходе (°С)
	Расход охлажденной воды (м ³ /ч)
Контур охлаждающей воды	Температура на входе АХМ (°С)
	Температура на выходе конденсатора АХМ (°С)
	Температура на выходе испарителя ТНУ (°С)
	Расход охлаждающей воды (м ³ /ч)
Контур греющей среды	Температура на входе КГ в контуре ТНУ (°С)
	Температура на выходе КГ в контуре ТНУ (°С)
	Температура на входе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°С)
	Температура на выходе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°С)

Количество модулей СОЛ		86
Тепловая мощность генератора (кВт)		924,3
Холодопроизводительность градирни (кВт)		944,1

Когда холодопроизводительности системы кондиционирования достигает 660 кВт (таблиц 4) схема дает возможность повышения холодильного коэффициента с исходного паспортного значения 0,7 до величины 5,39. С другой стороны, температура на входе градирни снижается от 35°C до 31,83°C, соответственно холодопроизводительность градирни АХМ также снижается на 39,5% (от 1563 кВт до

величины 944,1 кВт) за счет преобразования части низкопотенциальной энергии с помощью ТНУ в энергию необходимого температурного уровня для генератора АХМ. В таблице 5 приведены результаты расчета режима, в котором солнечные модули работают на 75% своей установленной мощности.

Таблица 5¹¹.

Технические характеристики схемы АХМ—ТНУ—СОЛ (75% СОЛ)¹².

Параметры		Значение
Холодильный коэффициент		5,05
Холодопроизводительность (кВт)		618,75
Потребляемая мощность компрессора ТНУ (кВт)		118,64
Контур охлажденной воды	Температура на входе (°C)	12
	Температура на выходе (°C)	7
	Расход охлажденной воды (м ³ /ч)	113
Контур охлаждающей воды	Температура на входе АХМ (°C)	27
	Температура на выходе конденсатора АХМ (°C)	35
	Температура на выходе испарителя ТНУ (°C)	31,62
	Расход охлаждающей воды (м ³ /ч)	158,43
Контур греющей среды	Температура на входе КГ в контуре ТНУ (°C)	110,12
	Температура на выходе КГ в контуре ТНУ (°C)	105
	Температура на входе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	115
	Температура на выходе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	105
Количество модуля СОЛ		65
Тепловая мощность генератора (кВт)		866,5
Холодопроизводительность градирни (кВт)		846,85

Когда мощность покрытия модуля снижается (75% по таблице 5), то показатели системы, следующие: холодопроизводительность АХМ – 618,75 кВт, холодильный коэффициент – 5,05, холодопроизводительность градирни снижается на 54% по сравнению с паспортным значением.

При режиме, в котором мощность солнечных коллекторов соответственно 50%,

основные показатели системы следующие: холодопроизводительность АХМ – 577,5 кВт, холодильный коэффициент – 4,72, холодопроизводительность градирни снижается на 48% по сравнению с паспортным значением.

Результаты расчета данного режима приведены в таблице 6.

Таблица 6¹³.Технические характеристики схемы АХМ—ТНУ—СОЛ (50% СОЛ)¹⁴.

Параметры		Значение
Холодильный коэффициент		4,72
Холодопроизводительность (кВт)		577,5
Потребляемая мощность компрессора ТНУ (кВт)		118,64
Контур охлажденной воды	Температура на входе (°C)	12
	Температура на выходе (°C)	7
	Расход охлажденной воды (м ³ /ч)	113
Контур охлаждающей воды (°C)	Температура на входе АХМ (°C)	27
	Температура на выходе конденсатора АХМ (°C)	35
	Температура на выходе испарителя ТНУ (°C)	31,4
	Расход охлаждающей воды (м ³ /ч)	147,89
Контур греющей среды	Температура на входе КГ в контуре ТНУ (°C)	110,12
	Температура на выходе КГ в контуре ТНУ (°C)	105
	Температура на входе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	115
	Температура на выходе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	105
Количество модуля СОЛ		43
Тепловая мощность генератора (кВт)		808,76
Холодопроизводительность градирни (кВт)		752,6

В пасмурные дни, когда модуль СОЛ вырабатывает только 25% от заданной мощности, холодопроизводительность системы кондиционирования снижается до 536,25 кВт. Соответственно холодильный коэффициент – уменьшается до 4,38, а холодопроизводительность градирни становится равной 654,52 кВт. По этим расчётным результатам можно сделать вывод о том, что предполагаемая система кондиционирования на базе абсорбционных холодильных машин, которая оснащается теплонасосной установкой и солнечными коллекторами, может хорошо работать и при низком уровне солнечной радиации. Результаты расчета данного режима приведены в таблице 7.

По сравнению с распространенными системами кондиционирования на рынке комплекс на базе абсорбционной машины, теплового насоса и гелиоустановки обладает следующими преимуществами: более высоким холодильным коэффициентом, снижением потребления электрической энергии (особенно летом, когда потребность кондиционирования высокая, а вклад солнечных коллекторов становится существенным), используется экологически безопасное рабочее тело (фреон октафторциклобутан RC318).

Таблица 7¹⁵.Технические характеристики схемы АХМ—ТНУ—СОЛ (25% СОЛ)¹⁶.

Параметры		Значение
Холодильный коэффициент		4,38
Холодопроизводительность (кВт)		536,25
Потребляемая мощность компрессора ТНУ (кВт)		118,64

Контур охлажденной воды	Температура на входе (°C)	12
	Температура на выходе (°C)	7
	Расход охлажденной воды (м ³ /ч)	113
Контур охлаждающей воды (°C)	Температура на входе КГ в контуре ТНУ (°C)	27
	Температура на выходе КГ в контуре ТНУ (°C)	35
	Температура на входе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	31,1
	Температура на выходе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	137,31
Контур греющей среды	Температура на входе КГ в контуре ТНУ (°C)	110,12
	Температура на выходе КГ в контуре ТНУ (°C)	100
	Температура на входе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	115
	Температура на выходе КГ теплоносителя в контуре СОЛ (°C)	105
Количество модулей СОЛ		22
Тепловая мощность генератора (кВт)		750,99
Холодопроизводительность градирни (кВт)		654,52

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В ходе анализа и расчета предполагаемой схемы кондиционирования на базе абсорбционных машин с подключением одноступенчатой ТНУ и гелиоустановок можно сделать следующие выводы:

1. Совмещение функций генератора АХМ, нагревателя ТНУ в одном аппарате и общим аккумулятором теплоты дает возможность повышения холодильного коэффициента всего комплекса, а также обеспечивает снижение нагрузки на градирню, а значит достигается снижение затрат на основное оборудование. При максимальном вкладе солнечных коллекторов схема даёт возможность повышения холодильного коэффициента с исходного паспортного значения 0,7 до величины 5,39. При этом температура на входе градирни снижается от 35°C до 31,83°C, соответственно, холодопроизводительность градирни АХМ также снижается на 39,5% (от 1563 кВт до величины 944,1 кВт) за счет преобразования части низкопотенциальной энергии с помощью ТНУ в энергию необходимого температурного уровня для генератора АХМ.

2. Предлагаемая схема дает возможность гибкого регулирования работы комплекса в случае перераспределения вклада ТНУ и солнечных коллекторов при обеспечении устойчивого теплоснабжения генератора АХМ в широком диапазоне инсоляционной

нагрузки. Гибкость регулирования и обеспечения необходимой холодопроизводительности комплекса кондиционирования при изменяющейся интенсивности солнечного подогрева реализуется за счет перераспределения нагрузки ТНУ и солнечного коллектора. При этом в полной мере используется такое свойство АХМ как возможность работы в существенном диапазоне изменения собственной холодопроизводительности.

3. Включение ТНУ в состав АХМ, а также совмещение функций генератора АХМ, конденсатора ТНУ в одном аппарате и включением общего аккумулятора теплоты, обеспечивает не только повышение энергетической эффективности всего комплекса централизованного кондиционирования, но и дает ряд технологических и экологических преимуществ по сравнению с такими источниками тепловой энергии как: котлы, работающие на первичном топливе; котлы — утилизаторы уходящих газов (или выхлопных); теплообменники на линиях теплофикационного снабжения или электронагреватели — таких как пожаро — взрывобезопасность в жилых и административных зданиях, независимость от месторасположения источников теплоты, отсутствие необходимости прокладки

дополнительных линий газопроводов или горячей воды (пара) и др.

4. Техническое решение о применении для теплоснабжения генератора АХМ с помощью солнечных коллекторов и ТНУ, изложенное в работе [22], в настоящей работе усовершенствовано. Предложение авторов статьи по совмещению функций генератора АХМ, конденсатора ТНУ в одном аппарате и включением общего аккумулятора теплоты является новаторским и защищено подачей заявки на изобретение №2784256.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** Absorption chiller with integrated heat pump and solar collector.

²**Fig. 2.** Schematic diagram and operating cycle of a heat pump installation.

^{3,4}**Table 1.** Specifications АБХМ—600В—10.

^{5,6}**Table 2.** Specifications of vacuum tube collectors VTC—30.

^{7,8}**Table 3.** Technical characteristics of the projected heat pump installation on c—C4F8.

^{9,10}**Table 4.** Technical characteristics of the projected heat pump installation on c—C4F8.

^{11,12}**Table 5.** Technical characteristics of the scheme АХМ—ТНУ—СОЛ (100% ТНУ –75% СОЛ).

^{13,14}**Table 6.** Technical characteristics of the scheme АХМ—ТНУ—СОЛ (100% ТНУ –50% СОЛ).

^{15,16}**Table 7.** Technical characteristics of the scheme АХМ—ТНУ—СОЛ (100% ТНУ –25% СОЛ).

Литература (References)

- [1] Mugnier D. [State of the art for solar thermal or PV cooling and refrigeration]. In *Proceedings of the Solar Heating & Cooling Program SHC 2014 Conference*. Beijing, China, 15 October 2014, pp. 1–8.
- [2] Li Huang, Rongyue Zheng, Udo Piontek. Installation and Operation of a Solar Cooling and Heating System Incorporated with Air—Source Heat Pumps. *Energies paper*, 2019, pp. 1—10.
- [3] Syed A., Izquierdo M., Rodriguez P., Maidment G., Missenden J., Lecuona A., Tozer R. A novel experimental investigation of a solar cooling system in Madrid. *Int. J. Refrig*, 2005, vol. 28, no. 6, pp. 859–871.
- [4] Pongtornkulpanich A., Thepa S., Amornkitbamrung M., Butcher C. Experience with fully operational solar—driven 10 ton LiBr/H₂O single—effect absorption cooling system in Thailand. *Renew. Energy*, 2008, vol. 33, no.5, pp. 943—949.
- [5] Bermejo P., Pino F.J., Rosa F. Solar absorption cooling plant in Seville. *Sol. Energy*, 2010, vol. 84, no. 8, pp. 1503–1512.
- [6] Lizarte R., Izquierdo M., Marcos J.D., Palacios E. An innovative solar—driven directly air—cooled LiBr—H₂O absorption chiller prototype for residential use. *Energy Build*, 2012, vol. 47, pp. 1–11.
- [7] Balghouthi M., Chahbani M.H., Guizani A. Investigation of a solar cooling installation in Tunisia. *Appl. Energy*, 2012, vol. 98, pp. 138–148.
- [8] Marc O., Sinama F., Praene J.P., Lucas F., Castaing—Lasvignottes J. Dynamic modeling and experimental validation elements of a 30 kW LiBr/H₂O single effect absorption chiller for solar application. *Appl. Therm. Eng.*, 2015, vol. 90, pp. 980–993.
- [9] Xu Z.Y., Wang R.Z., Wang H.B. Experimental evaluation of a variable effect LiBr—water absorption chiller designed for high—efficient solar cooling system. *Int. J. Refrig.*, 2015, vol. 59, pp. 135–143.
- [10] Bahel V.O. Heat pumpassisted solar powered absorption system. Patent U.S., no. 4070870, 1978.
- [11] Aivars C., Turlays D.P., Zeltinsh N. Recovery of the waste heat by large capacity heat pumps for Riga city district heating system. *Modern science: researches, ideas, results, technologies*, 2013, pp. 1—13.
- [12] Kubo, Y. and Sakuma S. [High Temperature Heat Pump Research and Development]. *International Refrigeration and Air Conditioning Conference*, 1986, pp. 1—30.
- [13] Martin Forsén. *Heat pumps technology and environmental impact*. [Swedish Heat pump Association, SVEP, Member of the European Heat Pump Association EHPA]. Available at: https://partner.nibe.eu/Documents/NEW/nibe_eu/Expert_News/expertnews2014_nr4.pdf (accessed July 2005).
- [14] Emin Acıkkalpa, Suheyla Yerel Kandemirb, Mohammad H. Ahmadi. Solar driven Stirling engine — chemical heat pump — absorption refrigerator hybrid system as environmental friendly energy system. *Journal of Environmental Management*, 2019, vol. 232, pp. 455—461.
- [15] Ahmadi M.H., Ahmadi M.A., Bayat R., Ashouri M., Feidt M. Thermo—economic optimization of Stirling heat pump by using non—dominated sorting genetic algorithm. *Energy Convers. Manag.*, 2015, vol. 91, pp. 315–322.
- [16] Ahmadi M.H., Sayyaadi H., Hosseinzadeh H. Optimization of output power and thermal efficiency of solar-dish Stirling engine using finite time thermodynamic analysis. *Heat Tran. Asian Res.*, 2015, vol. 44, no. 4, pp. 347–376.
- [17] Ahmadi M.H., Ahmadi M.A., Mellit A.M., Pourfayaz F., Feidt M. Thermodynamic analysis and multi objective optimization of performance of solar dish Stirling engine by the centrality of entransy and entropy generation. *Int. J. Electr. Power Energy Syst.*, 2016, vol. 78, pp. 88–95.
- [18] Ahmadi M.H., Ahmadi M.A., 1 Feidt M. Performance optimization of a solar driven

- multistep irreversible Brayton cycle based on a multiobjective genetic algorithm. *OilGas Sci. Technol. Revue d'IFP Energ. Nouv.*, 2016, vol. 71, p. 16.
- [19] Formosa F., Despesse G. Analytical model for Stirling cycle machine design. *Energy Convers. Manag.*, 2010, vol. 51, pp. 1855–1863.
- [20] Iskander T., Musmar S.A. Thermodynamic evaluation of a second order simulation for Yoke Ross Stirling engine. *Energy Convers. Manag.*, 2013, vol. 68, pp. 149–160.
- [21] Karaca F., Kincay O., Bolat E. Economic analysis and comparison of chemical heat pump systems. *Appl. Therm. Eng.*, 2002, vol. 22, pp. 1789–1799.
- [22] Mereutsa E. V., Sukhikh A. A. Analiz energeticheskoy effektivnosti vklyucheniya teplonasosnoj ustanovki i solnechnyh kollektorov v sostav absorbcionnyh holodilnyh mashin v sistemah centralizovannogo kondicionirovaniya [Analysis of the energy efficiency of switching on a heat pump installation and solar collectors as part of absorption refrigeration machines in centralized air conditioning systems]. *Vestnik Mezhdunarodnoj akademii holoda – Herald of the International Academy of Refrigeration*, 2017, no. 2, pp. 43–49.
- [23] Agababov V.S., Sukhikh A.A., Kuznetsov K.I., Rogova A.A., Korshikova A.A. Eksperimentalnye issledovaniya rezhimov raboty teplonasosnoj ustanovki pri sovmestnoj vyrabotke teploty i holoda [Experimental study of operating modes of the heat pump system at the joint development of heat and cold]. *Novoe v rossijskoj elektroenergetike – New in the Russian power sector*, 2012, no. 9, pp. 26–38. (In Russian).
- [24] REFPROP 9.0: Reference Fluid Thermodynamic and Transport properties: Copyright 2007 by the U.S. Secretary of Commerce on behalf of the USA.

Сведения об авторах.



Мереуца Евгений Васильевич, старший преподаватель каф. ТОТ, НИУ «МЭИ», к.т.н. Область научных интересов: абсорбционные холодильные машины, тепловые насосы, солнечные коллекторы
E—mail: mereutsayv@mpei.ru



Сухих Андрей Анатольевич, профессор каф. ТОТ, НИУ «МЭИ», д.т.н. Область научных интересов: термодинамические процессы, термодинамическая эффективность систем и оборудования
E—mail: sukhikhaa@mpei.ru

Analysis of the Numerical Modeling Results of the Associated Petroleum Gas Combustion in the Convertible Chamber in a Micro Gas TPP

Matyunin O.O., Bachev N.L., Shilova A.A.

Perm National Research Polytechnic University
Perm, Russian Federation

Abstract. When developing prospective gas turbine plants or converting existing ones for burning non-standard fuel gases, one of the main tasks is creation of low-emission combustion chambers with stable combustion. At the stage of sketch design, the parameters of recycling chambers are usually determined using engineering calculation methods. Methods of numerical modeling of the working process allow to clarify the obtained parameters and significantly reduce the costs of creating a combustion chamber thanks to the numerical experiment. The purpose of this work is to develop recommendations for converting existing combustion chambers of microgas-turbine power plants to utilize non-standard fuel gases. To achieve the goal, the problem of numerical modeling of the working process with and without a stepwise air supply to the combustion zone was solved. The most significant result of the conducted studies is provision of stable combustion due to the change in the medium speed along the combustion zone with stepwise air supply and due to intensification of the reverse currents zone from the swirler with continuous air supply. The significance of the obtained results is that the proposed recommendations for converting a low-emission combustion chamber from components (kerosene+air) to components (combined petroleum gas+air) while keeping the diameter and length of the chamber unchanged, with changing the location of only the side holes. In this work, a three-dimensional numerical model of turbulent combustion for utilizing associated petroleum gases was developed to take into account the real operational conditions in a two-zone combustion chamber and analyze the performance characteristics.

Keywords: combustion chamber, numerical modeling, emission of harmful substances, nitrogen oxides.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.09>

UDC: 004.94, 621.438

Analiza rezultatelor simulării numerice a arderii a gazelor petroliere într-o cameră convertibilă a unei centrale electrice cu microturbină cu gaz

Matyunin O.O., Bachev N.L., Șilova A.A.

Universitatea Politehnică Națională de Cercetare din Perm Perm, Federația Rusă

Rezumat. Când se dezvoltă sau se transformă instalații existente de turbine cu gaz pentru arderea gazelor combustibile nestandard, una dintre sarcinile principale este crearea camerelor de ardere cu emisii scăzute, cu ardere stabilă. În etapa de proiectare preliminară, parametrii camerelor de reciclare sunt, de obicei, determinați folosind metode de calcul ingineresc. Metodele de simulare numerică a fluxului de lucru vă permit să rafinați parametrii obținuți și să reduceți semnificativ costul creării unui camerei de ardere datorită unui experiment numeric. Scopul acestei lucrări este de a dezvolta recomandări pentru transformarea camerelor de ardere existente ale centralelor electrice cu microturbine de gaz pentru utilizarea gazelor combustibile nestandard. Pentru a atinge acest scop, a fost rezolvată problema simulării numerice a procesului de lucru cu și fără alimentare în trepte cu aer în zona de ardere. Rezultatul cel mai semnificativ al studiilor efectuate ar trebui considerat a fi asigurarea unei arderi stabile prin modificarea vitezei secțiunii mediane de-a lungul zonei de ardere cu o sursă de aer în trepte și prin intensificarea zonei curenților inversi de la turbion cu o alimentare cu aer fără trepte. Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul că se propun recomandări pentru transformarea unei camere de ardere cu emisii reduse din componente (kerosen + aer) în componente (gaz petrolier asociat + aer) păstrând în același timp același diametru și lungime a camerei, cu o schimbare a locației doar a deschiderilor laterale. În această lucrare, pentru a lua în considerare condițiile reale de funcționare într-o cameră de ardere cu două zone și pentru a analiza performanța, a fost dezvoltat un model numeric tridimensional al arderii turbulente pentru utilizarea gazelor petroliere asociate.

Cuvinte-cheie: camera de ardere, simulare numerică, emisie de substanțe nocive, oxizi de azot.

Анализ результатов численного моделирования горения попутного нефтяного газа в конвертируемой камере микрогазотурбинной энергоустановки

Матюнин О.О., Бачев Н.Л., Шилова А.А.

Пермский национальный исследовательский политехнический университет

Пермь, Российская Федерация

Аннотация. При разработке перспективных или конвертировании существующих газотурбинных установок для сжигания нестандартных топливных газов одной из главных задач является создание малоэмиссионных камер сгорания с устойчивым горением. На этапе эскизного проектирования параметры утилизационных камер обычно определяются с использованием инженерных методик расчета. Методы численного моделирования рабочего процесса позволяют уточнить полученные параметры и существенно сократить затраты на создание КС благодаря проведению численного эксперимента. Целью данной работы является выработка рекомендаций по конвертированию существующих камер сгорания микрогазотурбинных энергоустановок для утилизации нестандартных топливных газов. Для достижения поставленной цели решена задача численного моделирования рабочего процесса при ступенчатом подводе и без ступенчатого подвода воздуха в зону горения. Наиболее существенным результатом проведенных исследований следует считать обеспечение устойчивого горения за счет изменения миделевой скорости вдоль зоны горения при ступенчатом подводе воздуха и за счет интенсификации зоны обратных токов от завихрителя при бесступенчатом подводе воздуха. Значимость полученных результатов состоит в том, что предложены рекомендации по конвертированию малоэмиссионной камеры сгорания от компонентов (керосин+воздух) на компоненты (попутный нефтяной газ+воздух) при сохранении неизменными диаметра и длины камеры, с изменением расположения только боковых отверстий. В данной работе для учета реальных условий эксплуатации в двухзонной камере сгорания и анализа рабочих характеристик была разработана трехмерная численная модель турбулентного горения для утилизации попутных нефтяных газов. Получены и проанализированы поля температуры, давления, положения фронта пламени, коэффициента избытка воздуха, смесевой доли горючего, миделевой скорости, скорости турбулентного горения и их отношения, а также распределения эмиссии окислов азота, углерода и серы по объему и в выходном сечении камеры.

Ключевые слова: камера сгорания, численное моделирование, эмиссия вредных веществ, оксиды азота.

ВВЕДЕНИЕ

Большое количество работ посвящено численному моделированию горения с применением различных моделей турбулентности в камерах сгорания (КС) газотурбинных установок (ГТУ). Результаты, полученные с использованием RANS-моделей, обсуждаются в работах [1-6]. Среди различных моделей турбулентности, предложенных в этих исследованиях, модель напряжений Рейнольдса (RST) с использованием функции плотности вероятности (PDF) является наиболее точной. Результаты расчетов при моделировании крупных вихрей LES описаны [7-10]. Напряжения в подсеточном масштабе были смоделированы с использованием модели Смагоринского-Лилли или с использованием функции плотности вероятности. В [9] отмечается, что в поведении пламени отчетливо видны две стадии. На первой стадии пламя примыкает к смесительной головке, имеет устойчивый стабильный корень и V-образную форму, а на второй стадии наблюдается отрыв от головки. Эти стадии переключаются одна на другую, что приводит к неустойчивому поведению пламени, которое наблюдается в экспериментальных исследованиях. Сравнитель-

ный анализ результатов по моделям RANS и LES приведен в [11-13]. По результатам исследований сделан вывод о том, что с точки зрения вычислительных затрат предпочтение необходимо отдавать методу URANS, а высокая точность при расчете турбулентных реагирующих течений достигается при использовании модели LES. Определенный интерес представляют результаты, полученные по гибридной модели RANS/LES, в работе [4].

Сравнение экспериментальных и численных результатов по исследованию внутрикамерных процессов приведено в работах [5, 7, 13, 14, 15, 16]. В работе [7] показано, что при горении предварительно перемешанной смеси устойчивость пламени зависит от коэффициента избытка воздуха и тепловой мощности камеры. Экспериментально показано, как на устойчивое V-образное пламя накладываются ярко выраженные термоакустические колебания. В работе [15] приведены результаты экспериментальных и расчетных исследований характеристик пламени метан/воздух с добавкой водорода. Показано, что добавка водорода до 50% может расширить диапазон стабильного горения на 20%.

Результаты исследований по моделированию диффузионного горения представлены в работах [2, 5, 9]. В работах [2, 5] вихревое турбулентное горение без предварительного смешения численно изучалось с использованием моделей RANS. В [9] для определения полей температуры в модельной камере сгорания газовой турбины, работающей в режиме без предварительного перемешивания, использовалась модель LES. Замечено, что точное описание процессов в фронтном устройстве играет фундаментальную роль при прогнозировании полей концентрации топлива и температуры. В последнее время большое внимание уделяется исследованиям по гомогенному горению [1, 8, 16, 17, 18]. Экспериментальные и расчетные исследования по горению предварительно перемешанной смеси направлены на снижение эмиссии вредных веществ и обеспечение стабильного горения. Сравнению характеристик диффузионного и гомогенного горения по результатам численного моделирования горения пропан/воздух и метан/воздух посвящена работа [19]. Отмечается, что пропан дает более высокое содержание NO_x по сравнению с метаном, особенно при высоких температурах на около стехиометрических режимах. Несомненный интерес представляют результаты по исследованию подогрева воздуха [6] и топливного газа [20] на газодинамические и эмиссионные характеристики горения. В [20] численно исследованы характеристики горения в камере с микросмешением для газовой турбины, работающей на метане, при температурах топлива 373 К, 423 К, 474 К, 523 К, 573 К. Результаты показывают, что выбросы NO_x имеют относительно большое уменьшение по мере увеличения температуры топлива.

Основное количество опубликованных данных относится к топливной композиции метан и воздух [2, 5, 7, 17, 20]. В работе [17] рассмотрены три основных режима горения и поведения пламени. Режим 1 возникает при горении богатой смеси, при этом сгорание частично происходит внутри КС, но по большей части после выхода из нее. Режим 2 возникает на около стехиометрических соотношениях при этом пламя локализуется около смесительной головки, но распространяется внутри КС. Режим 3 реализуется при бедной смеси с большими коэффициентами избытка воздуха и распространяется на расстоянии от смесительной головки. Большой интерес

вызывают результаты, полученные при горении водородосодержащих топлив [15, 21, 22, 23]. В работах [15, 21] проведены экспериментальные и расчетные исследования характеристик пламени метан/воздух с добавкой водорода. Основное внимание уделено влиянию добавки водорода на устойчивость пламени. В работе [22] анализируется влияние добавки водорода на структуру пламени и динамику горения обедненного предварительно перемешанного турбулентного пламени метан/воздух. Экспериментально показано, что при добавке водорода до 50% термоакустические колебания не наблюдаются. Стабилизация фронта пламени при сжигании низкокалорийного топливного газа с подогревом воздуха численно исследована в горелке, заполненной пенокерамикой Al_2O_3 [24]. Результаты показывают, что повышение температуры подогретого воздуха способствует лучшей стабилизации пламени. Дополнительно вопросы по исследованию механизма горения и стабилизации пламени рассмотрены в работах [25, 26].

Информационно-аналитический обзор показал, что расчетные и экспериментальные исследования проводятся для лабораторных или вновь проектируемых камер сгорания. Целью данной работы является разработка предложений для конвертации существующих огневых устройств микрогазотурбинных установок. Рекомендации получены в процессе анализа результатов численного моделирования с использованием модели горения Partially Premixed Combustion, которая при сравнительно небольшой трудоемкости позволяет получить изоповерхности пламени. Это позволяет определить условия и критерии стабильного положения пламени при горении нестандартных топливных газов разного состава и теплопроизводительности. Наиболее значимым результатом работы является вывод о возможности организации устойчивого горения попутных нефтяных газов без бокового подвода воздуха в зону горения.

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ВНУТРИКАМЕРНОГО ПРОЦЕССА

Система уравнений внутрикамерного рабочего процесса состоит из стационарных, осредненных по Фавру уравнений сохранения массы, импульса, энергии, уравнения фронта пламени и уравнения смеси доли.

Уравнение сохранения массы:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{u}) = 0,$$

где ρ — плотность; u — скорость.

Уравнение сохранения импульса:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{u} \bar{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\mu_{eff} (\nabla \bar{u} + \nabla \bar{u}^T)),$$

где $\mu_{eff} = \mu + \mu_t$ — эффективная вязкость; μ и μ_t — динамическая и турбулентная вязкость, соответственно; p — давление.

Уравнение сохранения энергии:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{u} h) = \nabla \cdot \left(\frac{\lambda_{eff}}{c_p} \nabla h \right) + \rho S_c H_u Y_{гор}^u,$$

где h — энтальпия; λ_{eff} — эффективная теплопроводность; c_p — теплоемкость; S_c — нормализованная средняя скорость образования продуктов сгорания; H_u — теплота сгорания 1 кг топлива; $Y_{гор}^u$ — массовая доля топлива в несгоревшей смеси.

Распространение фронта пламени моделируется решением уравнения переноса для взвешенной по плотности средней переменной динамики протекания реакции $\bar{c}$:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{u} \bar{c}) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_t}{Sc_t} \nabla \bar{c} \right) + \rho S_c$$

где $\bar{c}$ — переменная динамики протекания реакции; Sc_t — турбулентное число Шмидта; S_c — источниковый член переменной динамики реакции (1/с).

Уравнение сохранения смесевой доли ϕ можно записать как:

$$\nabla \cdot (\rho \bar{u} \bar{\phi}) - \nabla \cdot (\alpha_\phi \mu_{eff} \nabla \bar{\phi}) = 0,$$

$$\phi = 1 / (1 + \alpha K_{m0}),$$

где обратное число Прандтля $\alpha_\phi = 1.176$; α — коэффициент избытка воздуха; K_{m0} — массовое стехиометрическое соотношение.

Примененная модель турбулентности ε -k RNG отличается от стандартной ε -k модели следующими положениями:

- она включает дополнительный член в уравнении диссипации энергии турбулентности, который увеличивает точность для быстро деформируемых потоков;

- в нее включено влияние на турбулентность закрученности потока, что увеличивает точность для закрученных потоков;

- в этой модели используется аналитическая формула для турбулентных чисел Прандтля, тогда как в стандартной модели они применяются постоянными [24].

При сгорании стандартных и нестандартных топливных газов в составе продуктов сгорания в общем случае могут быть окислы азота NO_x , окислы углерода CO, окислы серы SO_x , несгоревшие углеводороды C_nH_m . Концентрации CO, SO_x , C_nH_m рассчитываются по равновесной модели, описанной выше. Скорость образования NO_x существенно зависит от температуры пламени, поэтому компоненты NO_x исключены из равновесия и рассчитываются по отдельной модели, учитывающей эту зависимость.

РАСЧЕТНАЯ СЕТКА И ГРАНИЧНЫЕ УСЛОВИЯ

В таблице 1 представлены расчетные сетки и граничные условия для расчета модели со ступенчатым подводом воздуха и без него.

При проведении исследований для ускорения счета и уменьшения общего количества расчетных ячеек сетка преобразовывалась в многогранную.

При ступенчатом подводе воздуха зону горения (рис. 1а) можно условно разделить на четыре характерные области:

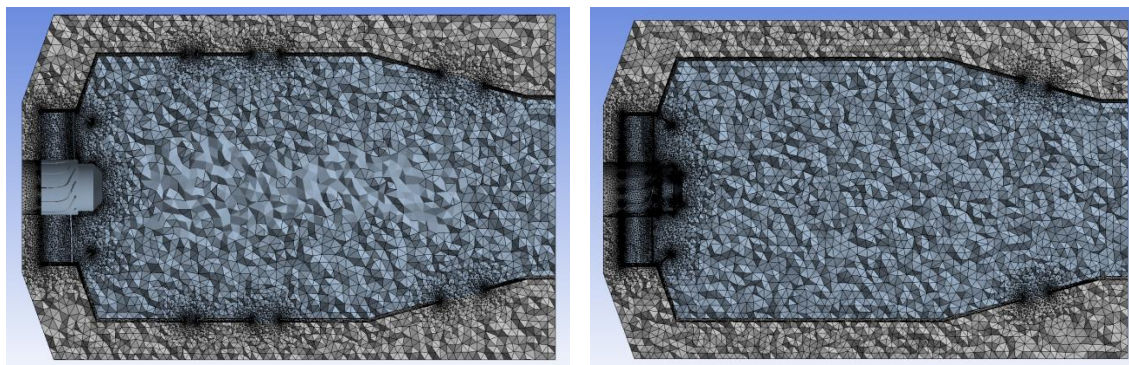
- 1) Область № 1: $0 \leq x/l < 0.24$;
- 2) Область № 2: $0.24 \leq x/l < 0.38$;
- 3) Область № 3: $0.38 \leq x/l < 0.82$;
- 4) Область разбавления: $0.82 \leq x/l \leq 1$.

Воздух в область №1 подается через завихритель в форсуночной головке камеры, в область №2 - через 10 боковых отверстий диаметром 8 мм, в область №3 - через 6 боковых отверстий диаметром 16 мм. В зону разбавления вторичный воздух подается через 8 боковых отверстий диаметром 24 мм.

В варианте без ступенчатого подвода воздуха (рис. 1б) область горения лежит в пределах $0 \leq x/l < 0.82$, боковые отверстия отсутствуют. Область разбавления - в пределах

$0,82 \leq x/l \leq 1$. Воздух в зону разбавления подводится через 8 боковых отверстий диа-

метром 15 мм.



а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

Рис. 1. Неструктурированная расчетная сетка.¹

Во входном сечении по окислителю были заданы следующие граничные условия: общий расход воздуха 0,802 кг/с, смесевая доля равна 0, температура равна 342.9 К, гидравлический диаметр равен 0.01 м и интенсивность энергии турбулентности равна 15 %.

Во входном сечении по горючему были заданы следующие граничные условия: общий расход попутного нефтяного газа (ПНГ) равен 0.030 кг/с, смесевая доля равна 1, температура равна 298 К, гидравлический диаметр равен 0.004 м и интенсивность энергии турбулентности равна 5 %.

В выходном сечении камеры были заданы следующие граничные условия: избыточное статическое давление равно 0 Па, смесевая доля равна 0, температура продуктов сгорания равна 1157 К, гидравлический диаметр равен 0.14 м и интенсивность энергии турбулентности равна 5 %.

АНАЛИЗ РЕЗУЛЬТАТОВ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

На рис. 2 показано распределение по объему горелки, продольный осредненный по поперечным сечениям профиль и радиальные профили показателя динамики реакции горения $\bar{c}$.

При ступенчатом подводе (рис. 2а) непрерывное горение при $\bar{c} = 1.00$ происходит в пристеночной области, а в ядре потока при $\bar{c} = 0.20$ наблюдается пульсирующее пламя. Подача воздуха через первую ступень боковых отверстий приводит к более равномерному горению в области №2: в пристеночной области показатель динамики уменьшается до

$\bar{c} = 0.65$, а в ядре потока возрастает до $\bar{c} = 0.30$. Подача воздуха через вторую ступень боковых отверстий в область №3 уменьшает показатель динамики в пристеночном слое до $\bar{c} = 0.30$ и увеличивает в ядре потока до $\bar{c} = 0.70$. Такое перераспределение показателя динамики можно объяснить наличием развитых обратных токов в области №3. В области разбавления показатель динамики $\bar{c} = 0.30$, что говорит о наличии в области локальных и пульсирующих языков пламени.

При без ступенчатом подводе (рис. 2б) максимальное значение показателя динамики $\bar{c} = 1.00$ наблюдается в области $0.10 \leq x/l < 0.30$. На выходе из зоны горения при $x/l = 0.82$ показатель динамики снижается до $\bar{c} = 0.70$, что объясняется влиянием на пламя обратных токов вторичного воздуха, поступающего через боковые отверстия. На выходе из камеры сгорания показатель динамики уменьшается до $\bar{c} = 0.50$, что говорит о существовании пульсирующих языков пламени.

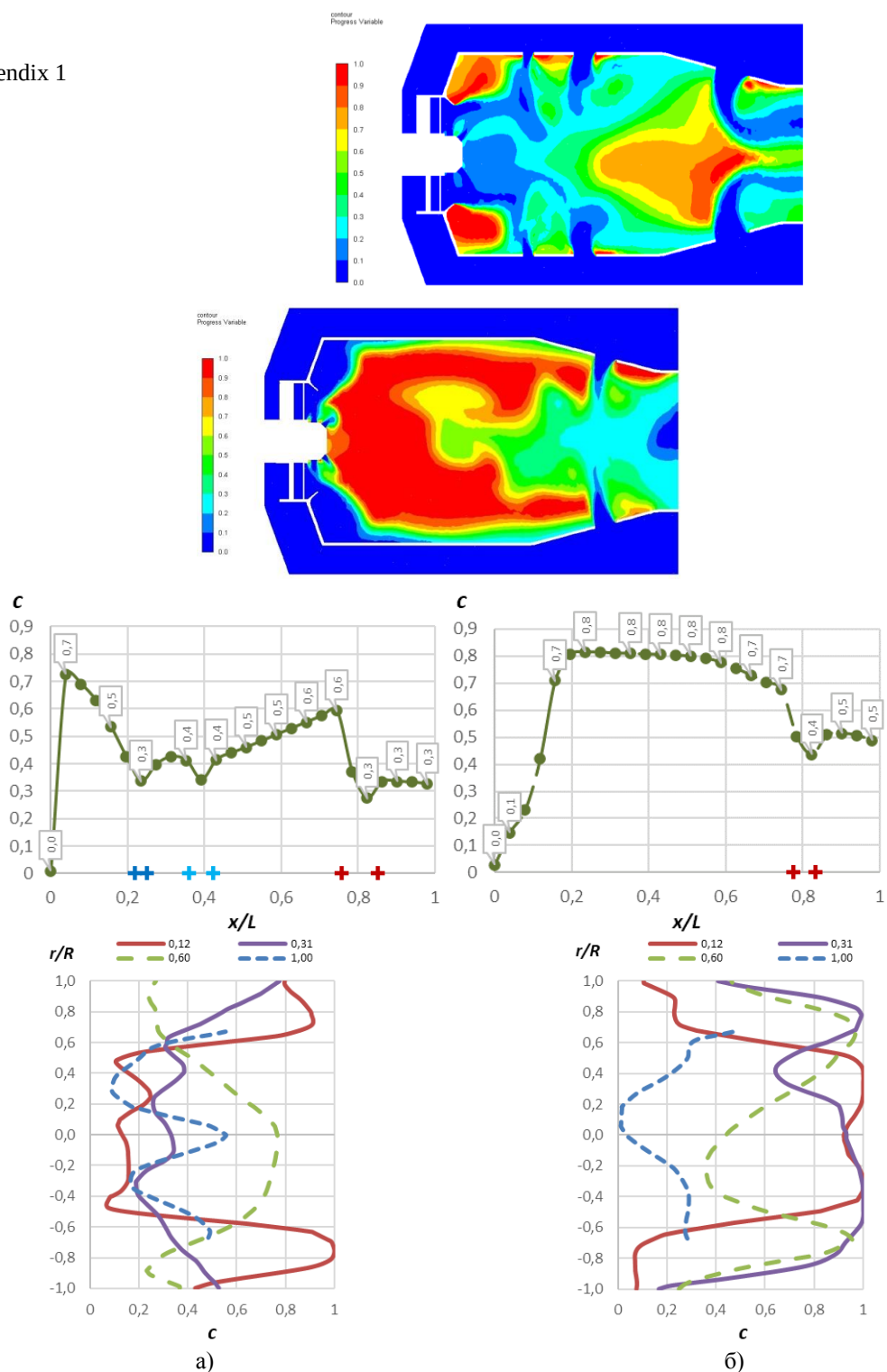
На рис. 3 показаны изоповерхности пламени в объеме горелки.

По рис. 3а можно сделать вывод, что при ступенчатом подводе воздуха горение ПНГ происходит устойчиво. В зоне горения наблюдается пульсирующее пламя, а в пристеночном слое – непрерывное горение.

По рис. 3б можно сделать вывод, что при без ступенчатом подводе воздуха горение ПНГ происходит также устойчиво. Основное положение пламени наблюдается в зоне

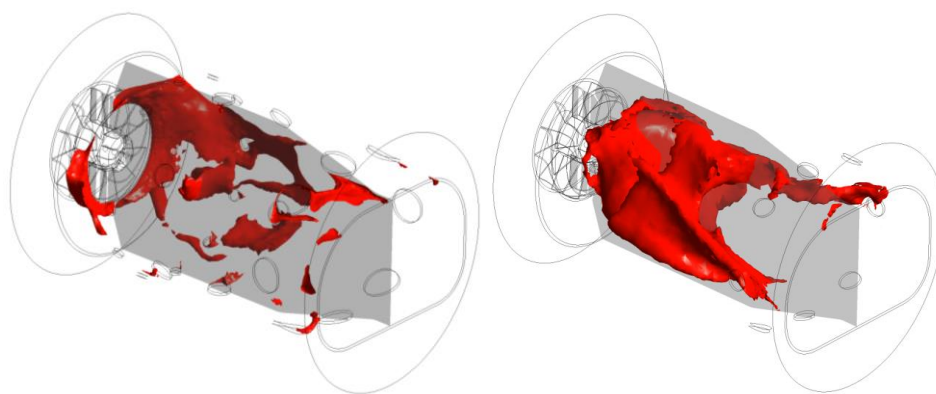
протяженностью $0.10 \leq x/l < 0.50$, при чем пламя имеет V-образный характер.

¹ Appendix 1



а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

Рис. 2. Показатель динамики реакции горения. ²

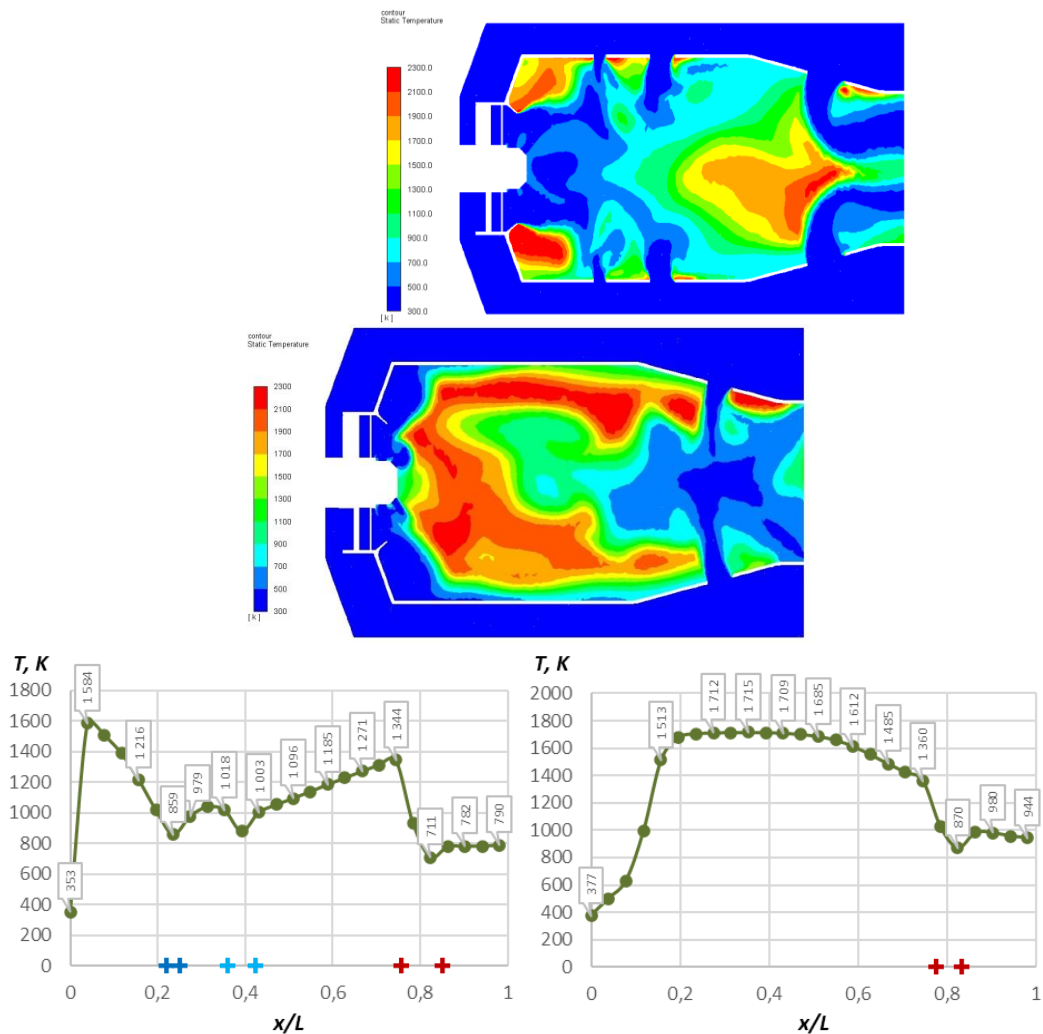


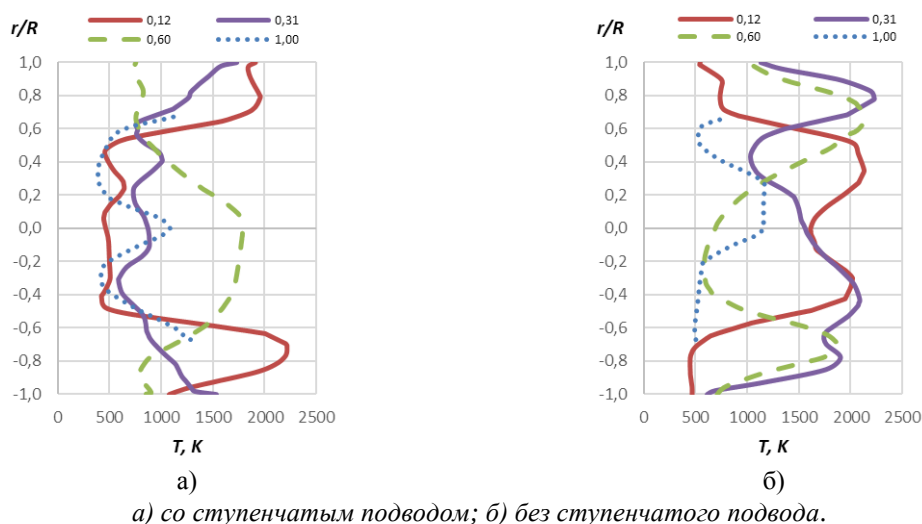
а) б)
а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

Рис. 3. Исоповерхность фронта пламени.³

На рис. 4 показано распределение по поперечным сечениям профиль и радиальные профили температуры в камере сгорания.

^{2,3} Appendix 1




 Рис. 4. Температура в камере сгорания. ⁴

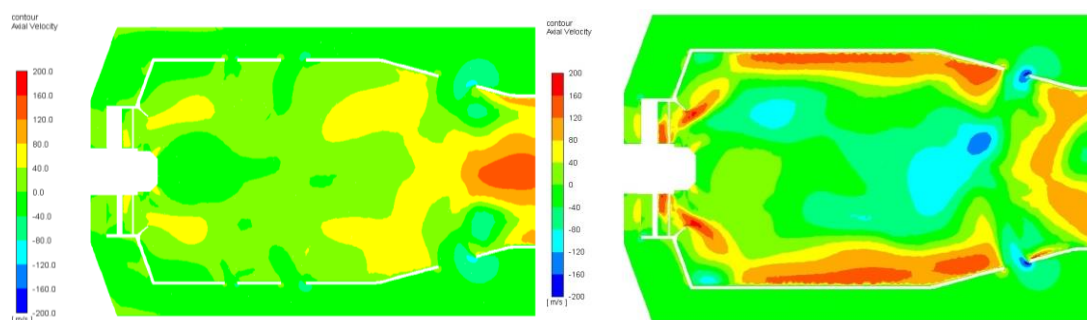
Анализ рис. 4а показывает, что профиль температуры T в целом соответствует профилю показателя динамики $\bar{c}$. В области №1 максимальное значение температуры $T = 2250\text{ K}$ достигается в пристеночной зоне, что говорит о необходимости организации теплозащиты стенок камеры, а в ядре потока температура $T = 500\text{ K}$. В областях №2 и №3 происходит выравнивание температур по поперечному сечению. На выходе из зоны горения при $x/l = 0.78$ средняя по поперечному сечению температура достигает $T = 1344\text{ K}$. На выходе из камеры сгорания при $x/l = 1.00$ температура по радиусу существенно неравномерна. Средняя температура на выходе из камеры сгорания $T = 790\text{ K}$.

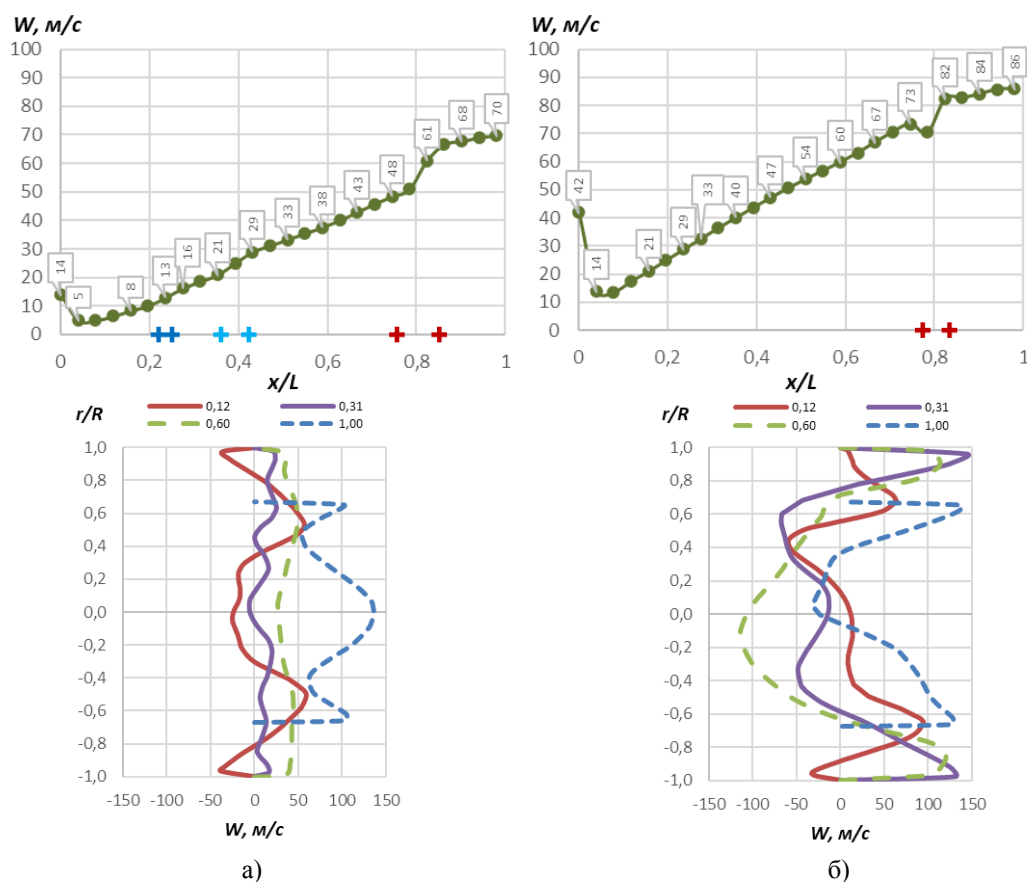
Такая низкая температура на входе в турбину приведет к уменьшению мощности установки на 51% при ее конвертировании с керосина на попутный нефтяной газ.

Анализ данных на рис. 4б показывает, что максимальная температура $T = 2300\text{ K}$ наблюдается в области $0.40 \leq r/R < 0.80$, а

в непосредственно в пристеночной зоне $T = 500\text{ K}$. Это обстоятельство указывает на возможность создания неохлаждаемой камеры сгорания по сравнению со ступенчатым подводом воздуха в зону горения. В выходном сечении камеры температура имеет сильную неравномерность по радиусу, когда температура изменяется от $T = 500\text{ K}$ в пристеночной области до $T = 1500\text{ K}$ в ядре потока. Осредненная по выходному сечению температура равна $T = 944\text{ K}$, что на 18% ниже температуры рабочего тела на входе в турбину базовой установки. При без ступенчатом подводе воздуха в зону горения (упрощение конструкции) можно обеспечить устойчивое горения попутного нефтяного газа, но при этом полезная мощность установки уменьшается на 22%.

На рис. 5 показано распределение по объему горелки, продольный осредненный по поперечным сечениям профиль и радиальные профили миделевой скорости в камере сгорания.





а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

Рис. 5. Миделева скорость.⁵

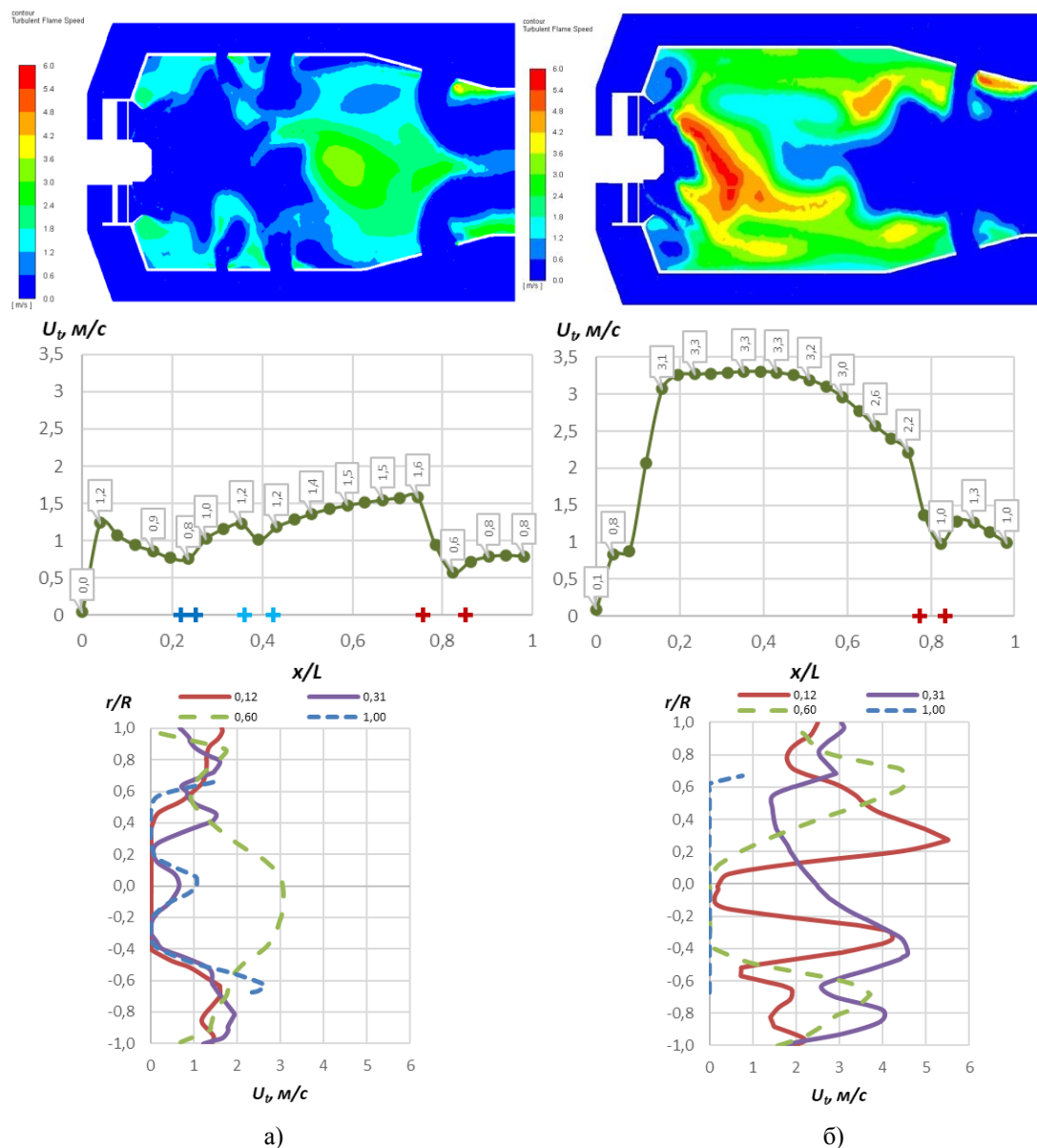
Анализ рис. 5а показывает, что осредненная по поперечному сечению миделева скорость непрерывно возрастает. Это связано с боковым дополнительным подводом первичного воздуха в зону горения и уменьшением плотности за счет увеличения температуры. Вблизи смесительной головки в зоне горения наблюдаются обратные токи, а в выходном сечении наблюдается параболический профиль скорости с максимальным значением на оси $W = 140 \text{ м/с}$.

⁵ Appendix 1

Анализ рис 5б показывает, что осредненная по поперечному сечению миделева скорость также непрерывно возрастает, но за

счет уменьшения плотности в зоне горения и за счет бокового подвода вторичного воздуха в зоне разбавления. Анализ радиальных профилей указывает на наличие сильных циркуляционных течений во всей области камеры сгорания, кроме пристеночной зоны. В отличие от ступенчатого подвода воздуха максимальное значение скорости $W = 140 \text{ м/с}$ достигается не на оси камеры сгорания, а в пристеночной области.

На рис 6 показано распределение по объему горелки, продольный осредненный по поперечным сечениям профиль и радиальные профили скорости турбулентного горения в камере сгорания.



а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

Рис. 6. Скорость турбулентного горения.⁶

Анализ рис. 6а показывает, что при ступенчатом подводе максимальная скорость турбулентного горения $U_t = 1.6 \text{ м/с}$ достигается на выходе из зоны горения при $x/l = 0.78$. На выходе из камеры сгорания при пульсирующем горении среднее значение

⁶ Appendix 1

$U_t = 0.8 \text{ м/с}$. Радиаль-

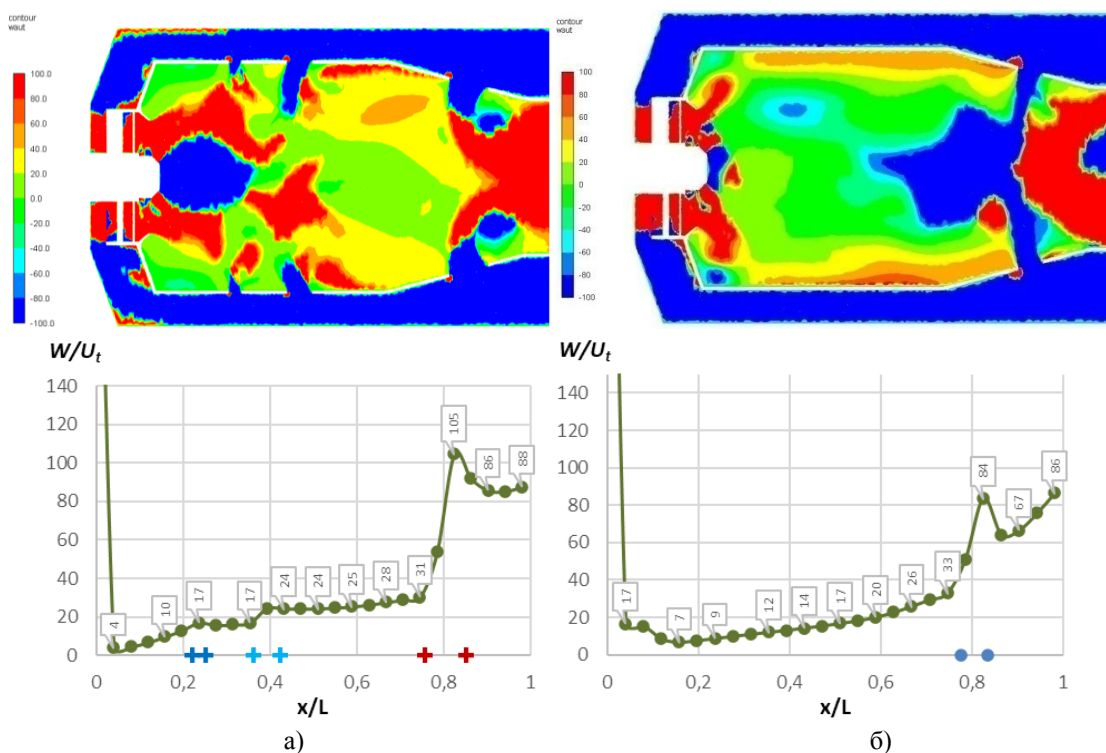
ный профиль U_t является сугубо неравномерным: на выходе из зоны горения максимальное значение $U_t = 3.0 \text{ м/с}$, а в пристеночной области $U_t = 1.0 \text{ м/с}$.

Анализ рис. 6б показывает, что при ступенчатом подводе максимальная скорость турбулентного горения $U_t = 3.2 \text{ м/с}$ наблюдается в области горения протяженностью $0.15 \leq x/l < 0.50$. На выходе из зоны горения скорость турбулентного горения уменьшается до 2 м/с , что, по-видимому, связано с попаданием свежих порций вторичного воздуха в зону горения за счет обратных токов. На выходе из камеры сгорания в режиме пульсирующего горения среднее значение $U_t = 1.0 \text{ м/с}$. Анализ радиальных профилей показывает, что максимальная скорость

$U_t = 4.5 \text{ м/с}$ наблюдается в области между осью и стенкой камеры.

На рис 7 показано распределение по объему горелки и продольный осредненный по

поперечным сечениям профиль отношения миделевой скорости и скорости турбулентного горения в камере сгорания.



а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

Рис. 7. Отношение миделевой скорости к скорости турбулентного горения. ⁷

Отношение миделевой скорости к скорости турбулентного горения имеет важное значение только в зоне пламени. При ступенчатом подводе (рис. 7а) $5 \leq W/U_t \leq 20$, что соответствует стабильному положению пламени для углеводородных топлив. При без ступенчатом подводе (рис 7б) значение W/U_t возрастает и находится в диапазоне $5 \leq W/U_t \leq 30$, что также говорит о стабильном положении пламени.

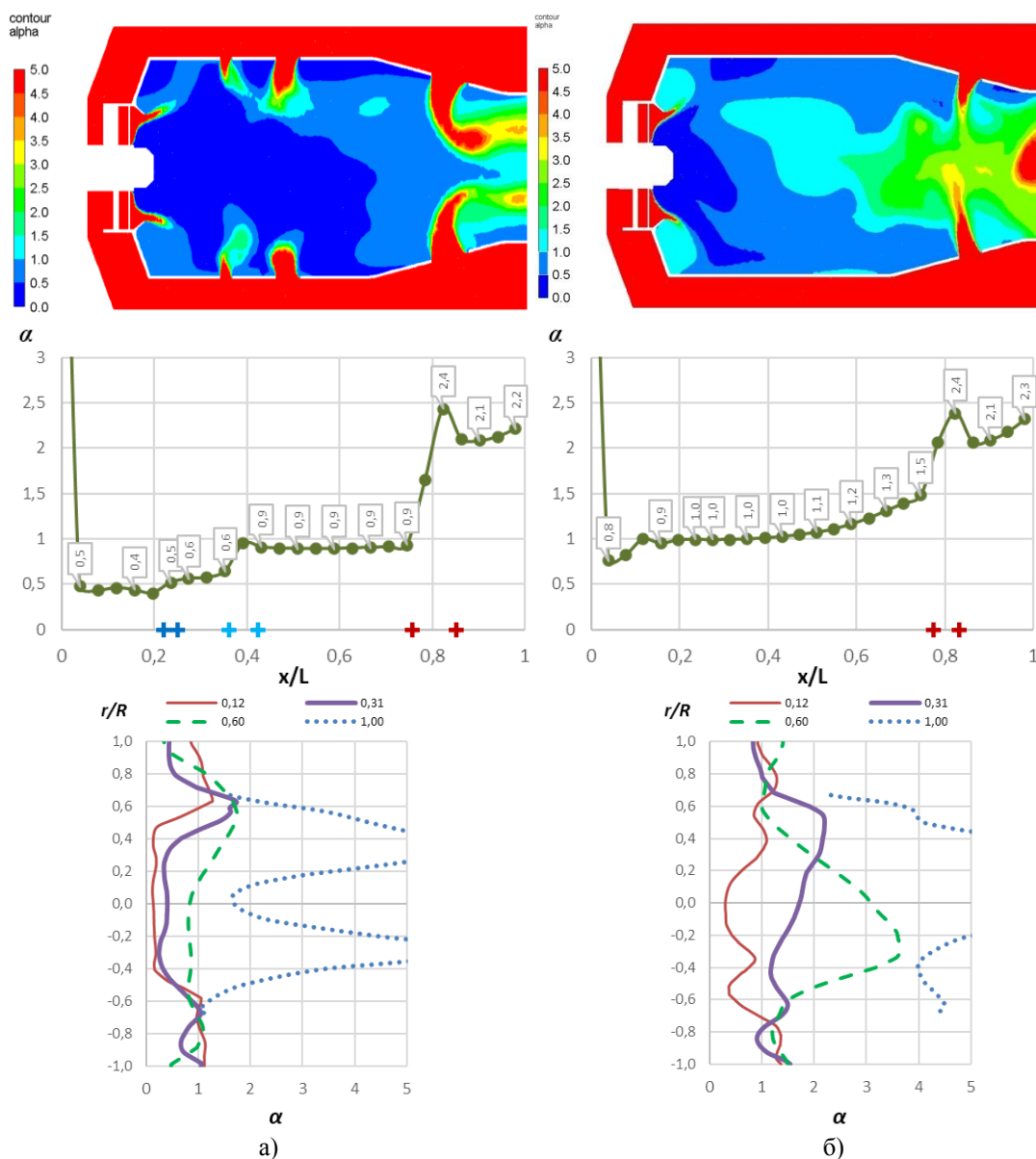
На рис. 8 показано распределение по объему горелки, продольный осредненный по поперечным сечениям профиль и радиальные профили коэффициента избытка воздуха в камере сгорания.

⁷ Appendix 1 Анализ рис. 8а показывает, что в области горения №1 происходит горение богатой смеси с со средним значением $\alpha = 0.4$. В области №2 коэффициент избытка воздуха возрастает до $\alpha = 0.6$ за счет бокового подвода воздуха через первый ряд отверстий. В области №3 происходит

дальнейшее увеличение значения коэффициента избытка воздуха до $\alpha = 0.9$ также за счет подвода воздуха через второй ряд отверстий. После подачи вторичного воздуха в выходном сечении $\alpha = 2.2$, что на 13% отличается от значения коэффициента избытка воздуха по условиям подачи. Анализ радиальных профилей на рис. 8а показывает, что бедное горение при $1 < \alpha < 1.8$ происходит в области между осью и стенкой.

Анализ рис. 8б показывает, что в зоне горения везде происходит бедное горение при $1 < \alpha < 1.3$. Увеличение коэффициента избытка воздуха до значения $\alpha = 2.4$ на выходе из зоны горения объясняется влиянием вторичного воздуха при его подводе через боковые отверстия. Анализ радиальных профилей показывает, что в зоне горения наблюдается сильная неравномерность от $\alpha = 3.0$ на оси камеры до $\alpha = 1.2$ в пристеночной зоне. В выходном сечении камеры среднее значение коэффициента избытка воздуха $\alpha = 2.3$, что

отличается на 8% от его значения по условиям подачи.



а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

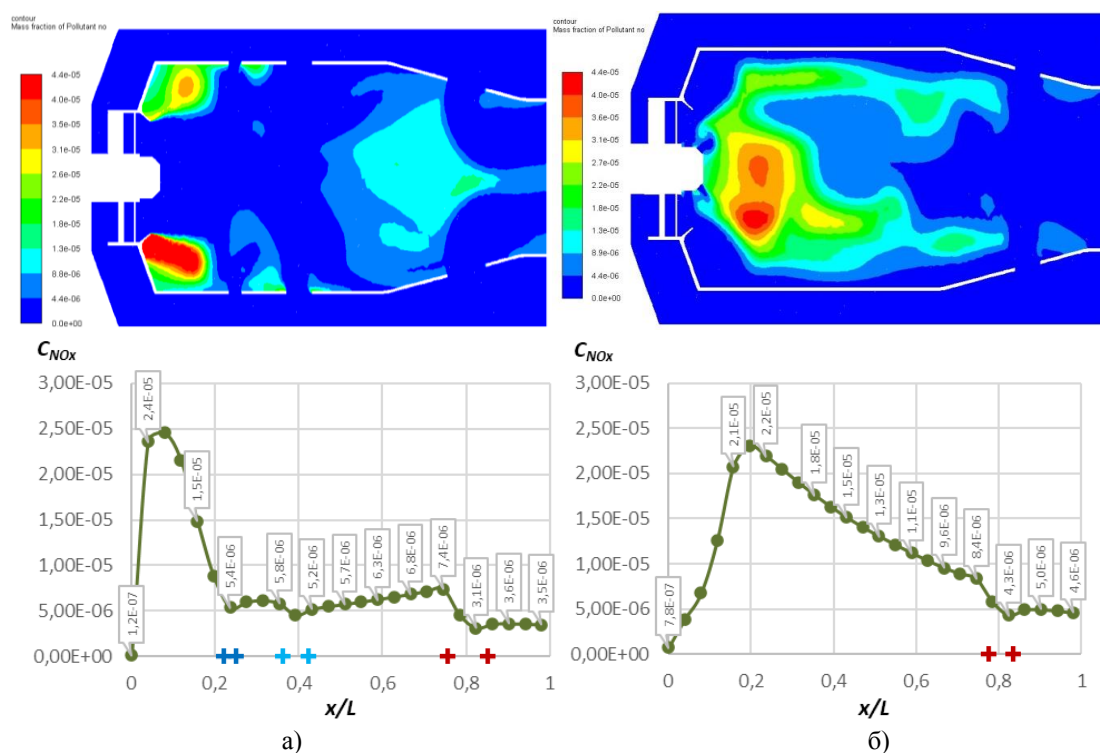
Рис. 8. Коэффициент избытка воздуха.⁸

На рис. 9 показано распределение по объему горелки и продольный осредненный по поперечным сечениям профиль массовой доли NO_x в камере сгорания.

Эмиссия NO_x разработчиков интересует в первую очередь на выходе из камеры сгорания.

Анализ рис. 9а показывает, что максимальное значение концентрации NO_x $C_{\text{NO}_x} = 25.0 \text{ ppm}$ наблюдается в области смесительной головки, а на выходе из зоны горения $C_{\text{NO}_x} = 7.4 \text{ ppm}$. В выход-

ном сечении камеры концентрации NO_x достигает $C_{\text{NO}_x} = 3.5 \text{ ppm}$, что значительно ниже нормативных показателей. Анализ рис. 9б показывает, что концентрация NO_x имеет максимальное значение $C_{\text{NO}_x} = 22.0 \text{ ppm}$ в начале зоны горения и уменьшается монотонно до $C_{\text{NO}_x} = 8.4 \text{ ppm}$ в конце зоны горения. В выходном сечении камеры концентрации NO_x достигает $C_{\text{NO}_x} = 4.6 \text{ ppm}$, что значительно ниже нормативных показателей.



а) со ступенчатым подводом; б) без ступенчатого подвода.

 Рис. 9. Массовая доля NO_x .⁹

На рис. 10 показано распределение по объему горелки и продольный осредненный по поперечным сечениям профиль массовой доли CO в камере сгорания.

Концентрация выбросов CO сильно зависит от качества смесеобразования.

Анализ рис. 10а показывает, что после каждого ступенчатого подвода свежего воздуха концентрация CO увеличивается. На выходе из зоны горения $C_{\text{CO}} = 4400 \text{ ppm}$, а в выходном сечении камеры $C_{\text{CO}} = 880 \text{ ppm}$, что значительно превосходит нормативные показатели.

Анализ рис. 10б показывает, что в зоне горения максимальное значение концентрации CO достигает $C_{\text{CO}} = 6600 \text{ ppm}$. На выходе из зоны горения концентрация CO уменьшается до $C_{\text{CO}} = 820 \text{ ppm}$, а в

⁹ Appendix 1

выходном сечении камеры $C_{\text{CO}} = 450 \text{ ppm}$. При без ступенчатом подводе концентрация CO на

выходе из камеры примерно в 2 раза меньше, по сравнению со ступенчатым подводом, но все равно превышает нормативные показатели.

На рис. 11 показано распределение по объему горелки и продольный осредненный по поперечным сечениям профиль массовой доли SO_x в камере сгорания.

Продольные профили средней концентрации SO_x практически повторяют продольные профили средней температуры T . Анализ рис. 11а показывает, что на выходе из зоны горения концентрации SO_x $C_{\text{SO}_x} = 600 \text{ ppm}$, а в выходном сечении камеры $C_{\text{SO}_x} = 220 \text{ ppm}$.

Анализ рис. 11б показывает, что на выходе из зоны горения концентрации SO_x $C_{\text{SO}_x} = 590 \text{ ppm}$, а в выходном сечении камеры $C_{\text{SO}_x} = 300 \text{ ppm}$. В обоих случаях концентрация SO_x ниже принятых нормативных данных для Евросоюза.

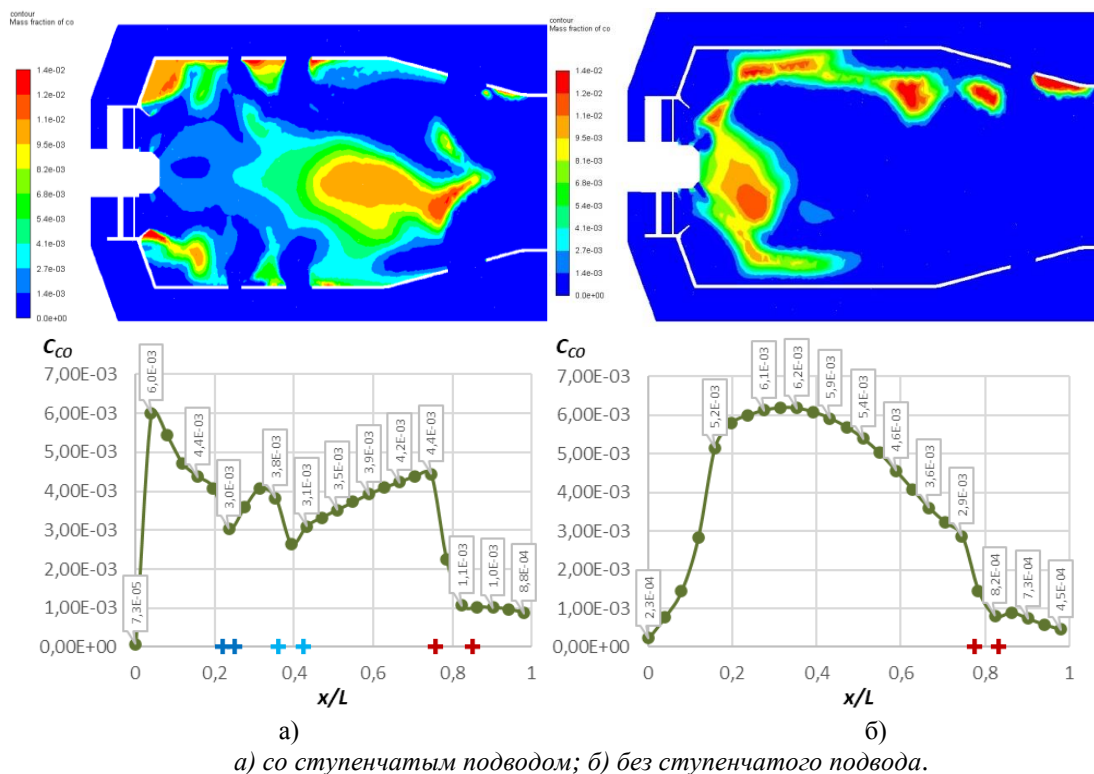


Рис. 10. Массовая доля CO.¹⁰

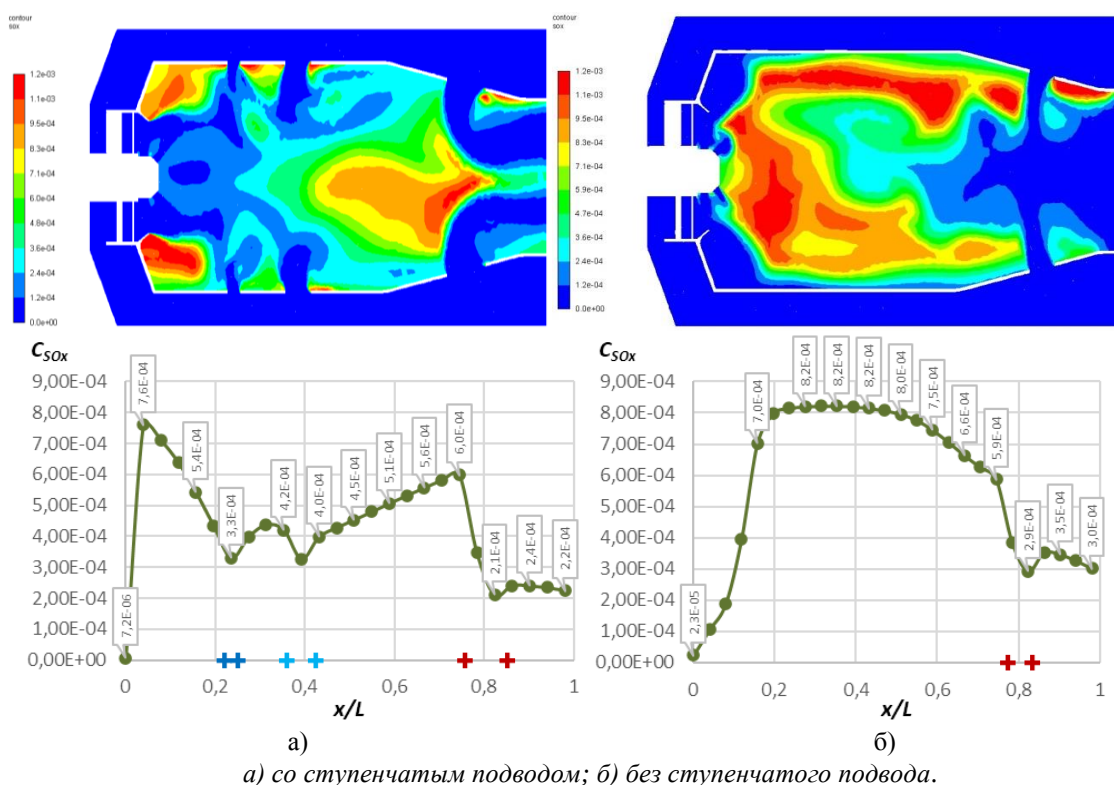


Рис. 11. Массовая доля SO_x.¹¹

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

^{10,11} Appendix 1

Анализ результатов численного моделирования попутного нефтяного газа в конвертированной камере

сгорания микрогазотурбинной энергоустановки показал преимущества организации горения в первичной зоне без бокового подвода воздуха по сравнению с горением в этой же зоне со ступенчатым подводом воздуха как

по параметрам рабочего внутрикамерного процесса, так и по упрощению конструкции. Организация устойчивого горения при этом обеспечивается за счет улучшения смесеобразования в зоне обратных токов.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** Unstructured calculation grid. (a – with step supply, b – without step supply).

²**Fig. 2.** Reaction progress. (a – with step supply, b – without step supply).

³**Fig. 3.** Isosurface of the flame front. (a – with step supply, b – without step supply).

⁴**Fig. 4.** Temperature in the combustion chamber. (a – with step supply, b – without step supply).

⁵**Fig. 5.** Medium speed. (a – with step supply, b – without step supply).

⁶**Fig. 6.** Speed of turbulent burning. (a – with step supply, b – without step supply).

⁷**Fig. 7.** The ratio of the average speed to the speed of turbulent combustion. (a – with step supply, b – without step supply).

⁸**Fig. 8.** Excess air ratio.

⁹**Fig. 9.** Mass fraction of NO_x.

¹⁰**Fig. 10.** Mass fraction of CO.

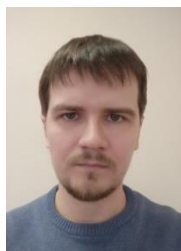
¹¹**Fig. 11.** Mass fraction of SO_x.

Литература (References)

- [1] Hofsteenge, J.W.; Khouirinia, A.G.; Kok, J.B.W. Numerical Simulations of Heat Loss Effect on Premixed Jet Flame Using Flamelet Generated Manifold Combustion Model. *Energies*, 2022, vol. 15, no. 3, 730. doi: 10.3390/en15030730
- [2] Khodabandeh E., Moghadasi H., Saffari Pour M., Ersson M., Jönsson Pär G., Rosen Marc A., Rahbari A. CFD study of non-premixed swirling burners: Effect of turbulence models. *Chinese Journal of Chemical Engineering*, 2020, vol. 28, no. 4, pp. 1029-1038. doi: 10.1016/j.cjche.2020.02.016
- [3] Zhang Y., Vanierschot M. Modeling capabilities of unsteady RANS for the simulation of turbulent swirling flow in an annular bluff-body combustor geometry. *Applied Mathematical Modelling*, 2021, vol. 89, part 2, pp. 1140-1154. doi: 10.1016/j.apm.2020.07.037
- [4] Liu Y., Tang H., Tian Z., Zheng H. CFD Simulations of Turbulent Flows in a Twin Swirl Combustor by RANS and Hybrid RANS/LES Methods. *Energy Procedia*, 2015, vol. 66, pp. 329-332. doi: 10.1016/j.egypro.2015.02.078
- [5] Ghasemi E., Soleimani S., Lin C.X. RANS simulation of methane-air burner using local extinction approach within eddy dissipation concept by OpenFOAM. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2014, vol. 54, pp. 96-102. doi: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2014.03.006
- [6] Lee K.W., Choi D.H. Numerical study on high-temperature diluted air combustion for the turbulent jet flame in crossflow using an unsteady flamelet model. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2009, vol. 52, no. 25–26, pp. 5740-5750, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2009.08.014
- [7] Chen Z.X., Langella I., Swaminathan N., Stöhr M., Meier W., Kolla H., Large Eddy Simulation of a dual swirl gas turbine combustor: Flame/flow structures and stabilisation under thermoacoustically stable and unstable conditions. *Combustion and Flame*, 2019, vol. 203, pp. 279–300. doi: 10.1016/j.combustflame.2019.02.013
- [8] Massey J.C., Chen Z.X., Stöhr M., Meier W., Swaminathan N. On the blow-off correlation for swirl-stabilised flames with a precessing vortex core. *Combustion and Flame*, 2022, vol. 239. doi: 10.1016/j.combustflame.2021.111741
- [9] Mare F.di, Jones W.P., Menzies K.R. Large eddy simulation of a model gas turbine combustor. *Combustion and Flame*, 2004, vol. 137, no. 3, pp. 278-294. doi: 10.1016/j.combustflame.2004.01.008
- [10] Massey J.C., Chen Z.X., Swaminathan N. Lean Flame Root Dynamics in a Gas Turbine Model Combustor. *Combustion Science and Technology*, 2019, vol. 191, so. 5–6, pp. 1019–1042. doi: 10.1080/00102202.2019.1584616
- [11] Ilie M. Numerical studies of turbulent swirling reacting flows using LES and URANS. *International Journal of Thermal Sciences*, 2018, vol. 134, pp. 89-100. doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2018.07.045
- [12] Benim A.C., Iqbal S., Meier W., Joos F., Wiedermann A. Numerical investigation of turbulent swirling flames with validation in a gas turbine model combustor. *Applied Thermal Engineering*, 2017, vol. 110, pp. 202-212, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.08.143
- [13] Boudier G., Gicquel L.Y.M., Poinot T., Bisières D., Bérat C. Comparison of LES, RANS and experiments in an aeronautical gas turbine combustion chamber. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2007, vol. 31, no. 2, pp. 3075-3082. doi: 10.1016/j.proci.2006.07.067
- [14] Falcitelli M., Leroy C., Tanzini G., Tognotti L. Gas Turbine Combustion Modeling: a Verification and Validation Approach. *Processes and Technologies for a Sustainable Energy*, Ischia, June 27-30, 2010. doi: 10.4405/ptse2010.P1.18
- [15] Guo L., Zhai M., Xu Sh., Shen Q., Dong P., Bai Xue-S. Flame characteristics of methane/air with hydrogen addition in the micro confined combustion space. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, vol. 47, no. 44, pp. 19319-19337. doi: 10.1016/j.ijhydene.2022.04.091

- [16] Zhao Zh., Wang W., Zuo Zh., Kuang N. Investigation on the flame characteristics of premixed propane/air in a micro opposed flow porous combustor. *Energy*, 2022, vol. 238, part A. doi: 10.1016/j.energy.2021.121721
- [17] Najim S.E., Styles A.C., Syred N. Flame movement mechanisms and characteristics of gas fired cyclone combustors. *Eighteenth Symposium (International) on Combustion*, 1981, vol. 18, no. 1, pp. 1949-1957. doi: 10.1016/S0082-0784(81)80201-9
- [18] Skiba A.W., Guilberti T.F., Boyette W.R., Roberts W.L., Mastorakos E. On the bi-stable nature of turbulent premixed bluff-body stabilized flames at elevated pressure and near lean blow-off. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2021, vol. 38, no. 2, pp. 2853-2860. doi: 10.1016/j.proci.2020.06.060
- [19] Zhang K., Ghobadian A., Nouri J.M. Comparative study of non-premixed and partially-premixed combustion simulations in a realistic Tay model combustor. *Applied Thermal Engineering*, 2017, vol. 110, pp. 910-920. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.08.223
- [20] Xing C., Liu L., Qiu P., Zhang L., Yu X., Chen X., Zhao Y., Peng J. Shen W. Research on combustion performance of a micro-mixing combustor for methane-fueled gas turbine. *Journal of the Energy Institute*, 2022, vol. 103, pp. 72-83. doi: 10.1016/j.joei.2022.05.014
- [21] Wang S., Fan A. Numerical investigation of CH₄/H₂/air flame bifurcations in a micro flow reactor with controlled wall temperature profile. *Combustion and Flame*, 2022, vol. 241. doi: 10.1016/j.combustflame.2022.112070
- [22] Agostinelli P.W., Laera D., Chterelev I., Boxx I., Gicquel L., Poinso T. On the impact of H₂-enrichment on flame structure and combustion dynamics of a lean partially-premixed turbulent swirling flame. *Combustion and Flame*, 2022, vol. 241. doi: 10.1016/j.combustflame.2022.112120
- [23] Gao L., Yu X., Peng J., Tian Y., Cao Zh., Zhong F., Wu G., Han M. Flame characteristics of a cavity-based scramjet combustor using OH-PLIF and feature extraction. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, vol. 47, no. 47, pp. 20662-20675. doi: 10.1016/j.ijhydene.2022.04.172
- [24] Wang G., Tang P., Li Y., Xu J., Durst F. Flame front stability of low calorific fuel gas combustion with preheated air in a porous burner. *Energy*, 2019, vol. 170, pp. 1279-1288. doi: 10.1016/j.energy.2018.12.128
- [25] Bazdidi-Tehrani F., Teymoori A., Optimization of a gas turbine model combustor due to variations in geometrical characteristics of stabilizing air jets. *Applied Thermal Engineering*, 2022, vol. 217. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2022.119206
- [26] Ma L., Fang Q., Zhang C., Chen G. Influence of CH₄/air injection location on non-premixed flame blow-off limits in a novel micro-combustor. *International Journal of Hydrogen Energy*, 2022, vol. 47, no. 9, pp. 6323-6333. doi: 10.1016/j.ijhydene.2021.11.244

Сведения об авторах.



Матюнин Олег Олегович – старший преподаватель кафедры «Ракетно-космическая техника и энергетические системы» ПНИПУ. Область научных интересов: численное моделирование рабочих процессов в ЭУ.

E-mail: matoleg@gmail.com



Бачев Николай Леонидович – к.т.н., доцент кафедры «Ракетно-космическая техника и энергетические системы» ПНИПУ. Область научных интересов: утилизационные газотурбинные установки.

E-mail: bnl54@yandex.ru



Шилова Алена Алексеевна – инженер кафедры «Ракетно-космическая техника и энергетические системы» ПНИПУ. Область научных интересов: рабочие процессы в КС ЭУ.

E-mail: alyona1203@gmail.com

Heat Transfer Slot Matrix for Compact Rotary Heat Exchangers with Ultra-High Regeneration Ratio for Microturbines

Kostyukov A. V.

Kosach L. A.

Moscow Polytechnic University
Moscow, Russian Federation

Abstract. This paper considers the problem of the influence of distancing elements in slot matrix channels on the thermohydraulic characteristics of the matrix of a rotary heat exchanger having various values of the height of the slot channels. The following tasks were carried out: mathematical modeling of thermohydraulic processes in different slot channels having constant height along them (from 0.3 mm to 0.5 mm); analysis of the influence of the slit channels' height, the number of distancing elements in rows, the distance between rows and the total number of elements on the average value of the Nusselt number and on the pressure drop; analysis of the effect of changes in speed and temperature conditions on thermal and hydraulic characteristics. The most important results are the following facts: the influence of the relative location of the distancing elements on the thermohydraulic characteristics of the flow is negligible; changes in the temperature and speed regime of the laminar flow practically does not affect the intensity of convection in the matrix channels; an increase in the height of the slot channel leads to a relatively small decrease in the average value of the Nusselt number.

The significance of the results obtained is that they can be the basis for adjusting the methods of design calculations of rotary heat exchangers taking into account the decrease in thermal efficiency caused by the presence of distancing elements in the channels of their matrices. Recommendations can be made to minimize the number of distancing elements without considering their mutual location.

Keywords: heat exchange, microturbine, regenerative heat exchanger, convection, Nusselt number, hydraulic loss.

DOI: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.10>

UDC: 621.438

Matrice cu fantă și cureaua de transfer de căldură pentru schimbătoare de căldură rotative compacte cu o rată de regenerare ultra-înaltă pentru microturbine

Kostiucov A. V., Kosaci L.A.

Universitatea politehnică din Moscova, Moscova, Federația Rusă

Rezumat. Scopul lucrării este de a efectua cercetare analitică al efectului proeminențelor distanțierelor asupra caracteristicilor termo-hidraulice ale matricei de transfer de căldură cu fante cu bandă a unui schimbător de căldură rotativ la diferite înălțimi ale canalelor fante. Pentru atingerea acestui scop, au fost rezolvate următoarele sarcini: modelarea matematică a proceselor termo-hidraulice în canale cu fante cu bandă de o înălțime constantă dată (de la 0,3 mm la 0,5 mm cu un pas de 0,05 mm) cu un regim de curgere laminar caracteristic rotativ; schimbătoare de caldura; analiza influenței numărului de elemente distanțiere din rânduri, a distanței dintre rânduri, precum și a numărului total de elemente din canal asupra valorii medii a numărului Nusselt și asupra mărimii căderii de presiune; analiza influenței modificărilor regimurilor de viteză și temperatură asupra caracteristicilor termo-hidraulice; analiza influenței înălțimii canalului cu fante asupra valorii medii a numărului Nusselt și asupra mărimii căderii de presiune. Rezultatele cele mai importante sunt stabilirea următoarelor fapte: poziționării reciproce a elementelor distanțiere pe benzi asupra caracteristicilor termo-hidraulice a fluxului este nesemnificativ mică; o creștere a temperaturii pereților canalelor fante, de asemenea, nu duce la o schimbare semnificativă a naturii transferului de căldură în canalele cercetate; o modificare a regimului de viteză a fluxului laminar nu are practic niciun efect asupra intensității transferului de căldură în canalele considerate; o creștere a înălțimii canalului cu fante duce la o scădere relativ mică a numărului Nusselt mediat pe lungimea canalului. Semnificația rezultatelor obținute constă în faptul că pe baza acestora este posibil să se corecteze metodele de calcul de proiectare ale schimbătoarelor de căldură rotative pentru a ține cont de scăderea eficienței termice cauzată de prezența proeminențelor distanțiere în canalele matricelor acestora. De asemenea, pe baza datelor obținute, se pot face recomandări pentru a minimiza numărul de proeminențe distanțiere fără referire poziționarea reciprocă a acestora.

Cuvinte-cheie: transfer de căldură, microturbina, schimbător de căldură regenerativ, convecție, număr Nusselt, pierderi hidraulice.

Теплопередающая ленточно-щелевая матрица для компактных роторных теплообменников со сверхвысокой степенью регенерации для микротурбин

Костюков А. В., Косач Л. А.

Московский политехнический университет

Москва, Российская Федерация

Аннотация. Целью работы является проведение аналитического исследования влияния дистанцирующих выступов на теплогидравлические характеристики ленточно-щелевой теплопередающей матрицы роторного теплообменника при различных величинах высоты щелевых каналов. Для достижения поставленной цели были решены следующие задачи: математическое моделирование теплогидравлических процессов в ленточно-щелевых каналах заданной постоянной высоты (от 0.3 мм до 0.5 мм с шагом 0.05 мм) при характерном для роторных теплообменных аппаратов ламинарном режиме течения; анализ влияния количества дистанцирующих элементов в рядах, расстояния между рядами, а также суммарного количества элементов в канале на среднее значение числа Нуссельта и на величину перепада давления; анализ влияния изменения скоростного и температурного режимов на теплогидравлические характеристики; анализ влияния высоты щелевого канала на среднее значение числа Нуссельта и на величину перепада давления. Наиболее важными результатами является установление следующих фактов: влияние взаимного расположения дистанцирующих элементов на лентках на теплогидравлические характеристики потока незначительно мало; увеличение температуры стенок щелевых каналов также не приводит к значительному изменению характера теплообмена в исследуемых каналах; изменение скоростного режима ламинарного течения также практически не влияет на интенсивность теплообмена в рассматриваемых каналах; увеличение высоты щелевого канала приводит к сравнительно небольшому уменьшению среднего по длине канала значения числа Нуссельта. Значимость полученных результатов состоит в том, что на их основе можно скорректировать методики проектировочных расчётов роторных теплообменников для учёта снижения тепловой эффективности, вызванного наличием дистанцирующих выступов в каналах их матриц. Также на основе полученных данных можно составить рекомендации по минимизации количества дистанцирующих выступов без привязки к их взаимному расположению.

Ключевые слова: теплообмен, микротурбина, регенеративный теплообменный аппарат, конвекция, число Нуссельта, гидравлические потери.

ВВЕДЕНИЕ

Малоразмерные газотурбинные двигатели (микротурбины) представляют собой многоцелевые источники энергии, востребованные, в частности, в распределённой энергетике [1-4]. Такие двигатели работают по циклу Брайтона с внешней регенерацией теплоты, то есть, в их конструкцию включён теплообменник. Регенерация теплоты позволяет повысить эффективность работы и, следовательно, топливную экономичность микротурбин до уровня, позволяющего конкурировать с поршневыми двигателями внутреннего сгорания [5, 6]. Актуальной задачей является повышение эффективности работы теплообменников.

Оптимизации теплообменников посвящено достаточно много работ [7-9], в большей их части при этом в качестве объекта исследования выбираются рекуперативные теплообменные аппараты. Для этого вида теплообменников характерен непрерывный обмен рабочих сред теплотой при обтекании теплопередающей

поверхности, разделяющей их. Во вращающихся регенеративных теплообменниках потоки горячего и холодного теплоносителей поочерёдно обтекают теплопередающие элементы теплообменника.

Наиболее часто в микротурбинах устанавливаются рекуперативные теплообменники [10-13]. По сравнению с рекуперативными теплообменниками вращающиеся регенеративные теплообменники обладают значительно более высокими значениями коэффициента компактности [6]. Следствием этого является возможность создания роторного теплообменника, имеющего сверхвысокую степень регенерации (порядка 95%) при приемлемых габаритах и массе устройства. Использование в таком теплообменнике ленточно-щелевой матрицы с малой высотой щелей (меньше 1 мм) позволяет осуществить ламинарное течение газа в плоских каналах, имеющих очень малые значения отношения высоты канала к его ширине.

При таких условиях щелевые каналы имеют высокую тепловую эффективность [14]

Теплопередающими элементами в такой матрице являются стальные ленты малой толщины (0.1 мм и меньше). Использование керамических материалов позволит поднять уровень рабочих температур [15, 16].

Для того, чтобы по всей длине протяжённого щелевого канала

выдерживалась необходимая его высота, необходима установка дистанцирующих выступов, в данной задаче рассматриваются выступы в виде части сферы. На рисунке 1 показана модель одного щелевого канала теплопередающего пакета.

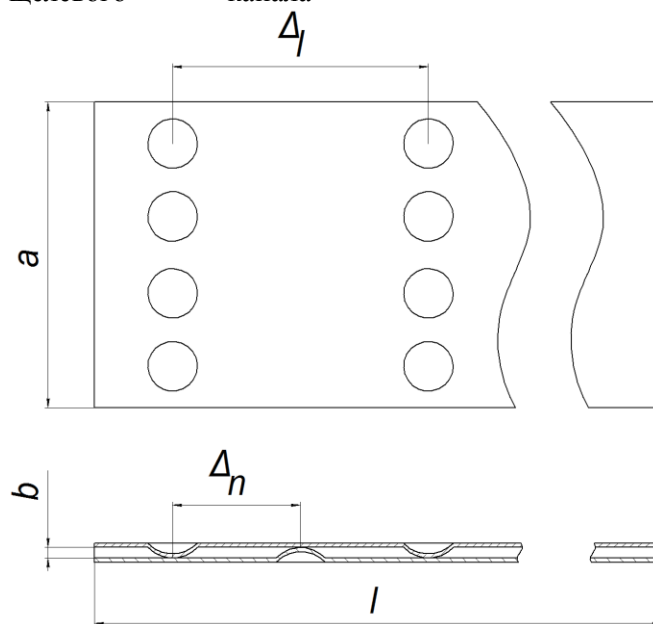


Рис. 1. Модель канала теплопередающего пакета. ¹

Для описания геометрии каналов с выступами используются следующие обозначения:

n_w – количество выступов в расположенном поперёк длины ленты ряду;

Δ_1 – шаг между расположенными поперёк длины ленты рядами выступов на ленте, мм;

Δ_n – шаг между расположенными поперёк длины ленты соседними рядами выступов двух лент, составляющих щелевой канал, мм;

b – высота щелевого канала, мм;

l – длина щелевого канала, мм;

a – ширина щелевого канала, мм.

При наличии дистанцирующих выступов рассматриваемые каналы перестают быть плоскими, следовательно, в их отношении не могут быть применены справочные данные, приводимые для плоских каналов. Гидравлические и тепловые показатели теплопередающей матрицы могут существенно отличаться от показателей, рассчитанных для матрицы с плоскими каналами.

В работе [13] проведено подробное исследование динамики потока газа в микро- и макроканалах прямоугольного сечения, приводятся данные по длине входа для ламинарного течения при различных значениях числа Рейнольдса, но не рассматриваются тепловые процессы в каналах.

В работе [17] рассматривается влияние температурного режима на течение в щели квадратного сечения. Но в данной работе под изменением температурного режима подразумевается увеличение либо уменьшение региона, в котором стенки канала будут адиабатными, в то время как для рассматриваемого случая для анализа влияния температурного фактора на характеристики канала необходимо изменять уровень температуры на его стенках.

В работе [18] рассматривается применение рекуперативного теплообменного аппарата с микроканальной матрицей в составе газотурбинного двигателя, но приводятся только экспериментальные данные по показателям тепловой эффективности.

¹ Appendix 1

В работе [19] рассматривается оптимизация работы роторного теплообменника с использованием расчётного моделирования течения газа в матрице, но матрица имеет структуру сот и задана упрощённо в виде пористого тела.

В работе [20] подробно рассматриваются процессы теплообмена в прямоугольных каналах, приводятся данные по локальным значениям критерия Нуссельта, но отношение высоты рассматриваемого канала к ширине достаточно высоко, а стенки рассматриваемого канала не содержат дополнительных элементов.

Цель данной работы – проведение качественного и количественного анализа влияния дистанцирующих выступов на теплогидравлические характеристики ленточно-щелевой теплопередающей матрицы роторного теплообменника при различных величинах высоты щелевых каналов, различных скоростных и температурных режимах.

I. МЕТОДЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

Исследование проводилось в расчётном виде, для этого выполнялось математическое моделирование течения газа в различных вариантах исполнения теплопередающих щелевых каналов матрицы теплообменника.

Для исследования влияния количества и взаимного расположения дистанцирующих выступов на теплогидравлические характеристики канала были рассмотрены пять различных вариантов исполнения канала с фиксированной длиной (96 мм) и высотой щели (0.4 мм):

1. $n_w = 3$, $\Delta_l = 15$ мм, $\Delta_n = 8$ мм;
2. $n_w = 4$, $\Delta_l = 20$ мм, $\Delta_n = 10$ мм;
3. $n_w = 4$, $\Delta_l = 15$ мм, $\Delta_n = 8$ мм;
4. $n_w = 4$, $\Delta_l = 10$ мм, $\Delta_n = 5$ мм;
5. $n_w = 5$, $\Delta_l = 6$ мм, $\Delta_n = 3$ мм.

Для исследования влияния температурного режима были заданы два варианта линейного распределения температуры вдоль стенок каналов: от 23°C на входе до 130°C на выходе из канала и от 200°C на входе до 600°C на выходе из канала.

Для исследования влияния числа Рейнольдса были заданы два варианта массового расхода газа через канал, обеспечивающие соответственно значения числа Рейнольдса, равные 116 и 348.

Для исследования влияния высоты щелевого канала были рассмотрены варианты ис-

полнения канала с фиксированной длиной (96 мм) и фиксированным количеством и расположением дистанцирующих выступов ($n_w = 4$, $\Delta_l = 15$ мм, $\Delta_n = 8$ мм), высота которых изменялась от 0.3 мм до 0.5 мм с шагом 0.05 мм.

В расчётные модели были добавлены дополнительные участки перед щелевыми каналами и после них для учёта местных потерь на входе и выходе из каналов.

Для всех проведённых расчётов были заданы: избыточное давление (2000 Па) и полная температура (22°C) на входе в расчётную область (на режиме с повышенной температурой стенок на входе принималась температура 190°C), условия симметрии на границах входных и выходных участков и адиабатные боковые стенки, ограничивающие канал. Расчёты проводились в стационарной постановке, также учитывалась зависимость теплоёмкости при постоянном давлении, динамической вязкости и коэффициента теплопроводности газа от его температуры.

Для обработки результатов в рассматриваемых каналах был построен ряд поперечных сечений с шагом в 5 мм, на полученных небольших участках определялись местные значения критерия Нуссельта. Среднее арифметическое полученных значений представляет собой среднее по длине канала значение критерия Нуссельта.

Для определения местных значений критерия Нуссельта использовалась следующая формула:

$$Nu = \frac{\alpha \cdot 2 \cdot b}{\lambda} \quad (1)$$

В данном выражении Nu – значение критерия Нуссельта на исследуемом участке;

λ – средний коэффициент теплопроводности на исследуемом участке, Вт/(м·К);

α – средний коэффициент теплоотдачи на исследуемом участке, Вт/(м²·К):

$$\alpha = \frac{Q}{F \cdot dT} \quad (2)$$

В данном выражении F – площадь теплопередающих стенок канала на исследуемом участке, м²;

dT – разность средних температур стенки и газа на исследуемом участке, К:

$$dT = \frac{T_{W(n)} + T_{W(n+1)}}{2} - \frac{T_{(n)} + T_{(n+1)}}{2} \quad (3)$$

Q – тепловой поток на исследуемом участке, Вт:

$$Q = C_p \cdot G \cdot (T_{(n+1)} - T_n) \quad (4)$$

В данных выражениях T – средняя температура воздуха в сечении (осреднение проводилось по массовому расходу), К;

T_w – средняя температура стенки, К;

G – массовый расхода воздуха, кг/с,

C_p – средняя теплоёмкость воздуха на исследуемом участке, Дж/(кг·К).

Индексы «n» и «n+1» соответствуют входу в исследуемый участок и выходу из него соответственно.

Для определения потерь статического давления использовалась следующая формула:

$$dP = P_{in} - P_{out} \quad (5)$$

данном выражении P_{in} – среднее давление во входном сечении, Па;

P_{out} – среднее давление в выходном сечении, Па.

Исследуемые геометрические параметры были приведены к безразмерному виду путём ввода безразмерного коэффициента, учитывающего количество элементов в канале:

$$k_d = n_w \cdot \frac{l}{\Delta_l} \quad (6)$$

II. РЕЗУЛЬТАТЫ

Результаты исследования влияния количества и взаимного расположения дистанцирующих выступов, а также скоростного режима на величину среднего по длине канала значения критерия Нуссельта и на величину потерь давления приведены в табл. 1. Также в таб. 1 включены результаты, полученные при моделировании течения газа в плоском щелевом канале без дистанцирующих выступов.

Таблица 1².

Средние значения критерия Нуссельта и величины гидравлических потерь для различных вариантов исполнения каналов на разных скоростных режимах³.

№	n _w	Δ _l , мм Δ _l , mm	k _d	Δ _n , мм Δ _n , mm	Re _{in} =116		Re _{in} =348	
					Nu _{ave}	dP, Па dP, Pa	Nu _{ave}	dP, Па dP, Pa
1	0	-	-	-	8.30	499	8.35	1515
2	3	15	19.2	8	7.85	555	7.88	1875
3	4	20	19.2	10	7.78	549	7.89	1838
4	4	15	25.6	8	7.66	572	7.71	1998
5	4	10	38.4	5	7.24	617	7.32	2242
6	5	6	80	3	6.57	794	6.53	3322

Результаты исследования влияния температурного режима на среднее по длине канала значение критерия Нуссельта при

различных вариантах исполнения канала представлены в табл. 2.

Таблица 2⁴.

Средние значения критерия Нуссельта и величины гидравлических потерь для различных вариантов исполнения каналов на разных температурных режимах⁵.

№	n _w	Δ _l , мм Δ _l , mm	k _d	Δ _n , мм Δ _n , mm	T _{wall} =[23°C; 130°C]	T _{wall} =[200°C; 600°C]
					Nu _{ave}	Nu _{ave}
1	0	-	-	-	8.30	8.30
2	3	15	19.2	8	7.85	7.87
3	4	20	19.2	10	7.78	7.70
4	4	15	25.6	8	7.66	7.66
5	4	10	38.4	5	7.24	7.19
6	5	6	80	3	6.57	6.68

Результаты исследования влияния высоты щелевого канала с дистанцирующими выступами на величину среднего по длине канала значения критерия Нуссельта и на

величину потерь давления приведены в табл. 3.

Таблица 3⁶.

Средние значения критерия Нуссельта и величины гидравлических потерь при различных высотах щелевого канала⁷.

№	b, мм b, mm	Nu _{ave}	dP, Па dP, Pa
1	0.30	7.75	1400
2	0.35	7.69	811
3	0.40	7.66	573
4	0.45	7.59	399
5	0.50	7.57	297

III. ОБСУЖДЕНИЕ ПОЛУЧЕННЫХ РЕЗУЛЬТАТОВ

Анализ данных табл. 1 показывает, что при ламинарном режиме течения внесение дистанцирующих выступов в конструкцию теплопередающих элементов приводит к снижению среднего по длине канала значения критерия Нуссельта, и, следовательно, снижению тепловой эффективности матрицы теплообменника. Также добавление выступов приводит к увеличению уровня гидравлических потерь.

На основе данных, представленных в табл. 1, можно сделать вывод о том, что при глубоко ламинарном режиме течения наиболее важным параметром дистанцирующих выступов является их количество, а взаимное расположение выступов на лентах и количество выступов в рядах влияет на теплогидравлические характеристики течения незначительно.

Также на основе данных из табл. 1 можно сделать вывод о том, что влияние изменения скоростного режима на тепловые характеристики канала незначительно, в то время как гидравлические потери с увеличением числа Рейнольдса (и, следовательно, скорости) увеличиваются. Из этого можно сделать вывод, что характер теплообмена в каналах матрицы теплообменника будет сохраняться примерно постоянным при изменении расхода рабочих тел в достаточно широком диапазоне.

Анализ данных табл. 2 показывает, что изменение температурного режима также не приводит к сколько-нибудь существенному

изменению интенсивности теплообмена в исследуемых каналах, для большинства рассмотренных вариантов исполнения каналов полученные на разных температурных режимах средние значения критерия Нуссельта отличаются не более чем на 1%. Ввиду отсутствия значительного влияния температурного режима на тепловые характеристики каналов матрицы теплообменника возможно проведение экспериментальных исследований натурных образцов или макетов теплообменников при более низком уровне температур, чем те, что наблюдаются в газотурбинных двигателях.

На основе данных из табл. 3 можно сделать вывод о том, что уменьшение высоты щелевого канала приводит к очень небольшому увеличению среднего числа Нуссельта (порядка 2% при изменении размера щели от 0.5 мм до 0.3 мм), при этом гидравлические потери увеличиваются весьма значительно. Поэтому при проектировании ленточно-щелевой матрицы при выборе высоты каналов можно пренебречь влиянием её на тепловую эффективность, рассматривая только влияние на гидравлическую эффективность и компактность теплообменника.

IV. ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Показано, что при использовании щелевых каналов малой высоты, имеющих дистанцирующие выступы на стенках, следует ожидать снижения тепловой и гидравлической эффективности по сравнению с плоскими щелевыми каналами аналогичных размеров. Снижение тепловой эффективности вы-

^{6,7} Appendix 1

ражается в уменьшении интенсивности конвективного теплообмена, то есть, в уменьшении значений критерия Нуссельта.

2. Показано, что существенное влияние на теплогидравлические характеристики канала при ламинарном течении газа в нём оказывает только количество дистанцирующих выступов, в то время как влияние их взаимного расположения очень слабое.

3. Показано, что при ламинарном течении газа влияние скоростного и температурного режимов на тепловую эффективность каналов пренебрежимо мало.

4. Показано, что изменение высоты щелевых каналов слабо влияет на их тепловую эффективность, но гидравлические потери при уменьшении высоты щелевых каналов значительно увеличиваются.

APPENDIX 1 (ПРИЛОЖЕНИЕ 1)

¹**Fig. 1.** Model of the slot channel of the heat transfer element.

^{2,3}**Table 1.** The average values of the Nusselt criterion and the magnitude of hydraulic losses for different versions of the channels at different speed modes.

^{4,5}**Table 2.** The average values of the Nusselt criterion and the magnitude of hydraulic losses for different versions of the channels at different temperature conditions.

^{6,7}**Table 3.** The average values of the Nusselt criterion and the magnitude of hydraulic losses at different heights of the slot channel.

Литература (References)

- [1] Banihabib R, Assadi M. The Role of Micro Gas Turbines in Energy Transition. *Energies*. 2022; 15(21):8084. doi:10.3390/en15218084
- [2] Saha, A. K., Chowdhury, S. P., Chowdhury, S., Crossley, P. A., & Gaunt, C. T. Microturbine based distributed generator in smart grid application. *IET Conference Publications*, paper 1052, 2009. doi:10.1049/cp.2009.1136
- [3] Aslanidou I., Rahman M., Zaccaria V., Kyprianidis K.G. Micro Gas Turbines in the Future Smart Energy System: Fleet Monitoring, Diagnostics, and System Level Requirements. *Frontiers in Mechanical Engineering*, 2021, vol. 7. doi:10.3389/fmech.2021.676853
- [4] Konečná, E., Teng, S. Y., Máša, V. New insights into the potential of the gas microturbine in microgrids and industrial applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2020, vol.134. doi:10.1016/j.rser.2020.110078
- [5] Xusheng S., Yongwei W., Xiulan H. Experimental and Numerical Studies of a Recuperator in Micro Turbines. *E3S Web of Conferences*, 2020, vol. 162. doi:10.1051/e3sconf/202016201005

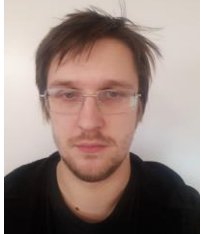
- [6] Shah R. Compact Heat Exchangers for Microturbines, 2012.
- [7] Asadi M., Mehrabani N. D., Karbasi M., Nadali A., Khoshkhoo R.H. Thermodynamical optimization a plate and frame heat exchanger for microturbine applications. *Journal of American Science*, 2012, vol. 8, pp. 716-723.
- [8] Güllüce H., Özdemir K.. Design and operational condition optimization of a rotary regenerative heat exchanger. *Applied Thermal Engineering*, 2020, vol. 177. Doi:10.1016/j.applthermaleng.2020.115341
- [9] Traverso A., Massardo A.F. Optimal design of compact recuperators for microturbine application. *Applied Thermal Engineering*, 2005, vol. 25, pp. 2054-2071. doi:10.1016/j.applthermaleng.2005.01.015
- [10] Hanafizadeh P., Parhizgar T., Gheimasi A.N. Analysis of micro-recuperators in small-sized gas turbines manufacturing potential of Iran. *Energy Equipment and System*, 2015, vol. 3, no. 1, pp. 1-12.
- [11] Li H., Zou Z., Li H., Yiming C., Fu C. Thermal performance of a microchannel primary surface recuperator for portable microturbine generators: Design and experimental study. *Applied Thermal Engineering*, 2022, vol. 206. doi:10.1016/j.applthermaleng.2022.118103
- [12] Kim T., Choi B., Han Y., Do K.H. Experimental and analytical investigation of a wavy fin recuperator for a micro gas turbine. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, vol. 148. doi:10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118998
- [13] Ferreira G., Sucena A., Ferrás, L. L., Pinho, F.T., Afonso, A.M. Hydrodynamic Entrance Length for Laminar Flow in Microchannels with Rectangular Cross Section. *Fluids*, 2021, vol. 6, 240, doi:10.3390/fluids6070240
- [14] Neale A., Derome D., Blocken B., Carmeliet J. Determination of Surface Convective Heat Transfer Coefficients by CFD. *Proceedings of the 11th NBEC Canadian Building Science and Technology Conference*, 2007.
- [15] Gutierrez J.A., Mendiburu A.Z., Carvalho J. Thermodynamic study of syngas combustion in gas microturbines with regeneration composed with metallic and ceramic materials. *Applied Thermal Engineering*, 2019, vol. 157. doi:10.1016/j.applthermaleng.2019.01.105
- [16] Kee R.J., Almand B.B., Blasi J., Rosen B.L., Hartmann M., Sullivan N.P., Zhu H., Manerbino A., Menzer S., Coors W. The design, fabrication, and evaluation of a ceramic counter-flow microchannel heat exchanger. *Applied Thermal Engineering*, 2011, vol. 31, pp. 2004-2012. doi:10.1016/j.applthermaleng.2011.03.009
- [17] Zukowski M.. Forced convection heat transfer in square duct with heated and adiabatic walls at constant axial heat flux. *AIP Conference Proceedings*, 2019, vol. 2078. doi:10.1063/1.5092031

- [18] Lewinsohn C. High-efficiency, ceramic microchannel heat exchangers. *American Ceramic Society Bulletin*, 2015, vol. 95, pp. 26-31.
- [19] Nair S., Kotebavi V., Vishwa A. V., Das A. Performance investigation of a rotary heat exchanger installed with four ducts using computational fluid dynamics. *MATEC Web of Conferences*, 2018, vol. 172. Doi:10.1051/mateconf/201817202005
- [20] Peres N., Afonso A. M., Alves M. A., Pinho F. T. Heat transfer enhancement in laminar flow of viscoelastic fluids through a rectangular duct. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1997, vol. 40.

Сведения об авторах.



Костюков Андрей Вениаминович, кандидат технических наук.
Область научных интересов: микротурбины, теплообменные аппараты.
E-mail: kostukov123@yandex.ru



Косач Лев Анатольевич, старший преподаватель.
Область научных интересов: лопаточные машины, теплообменные аппараты.
E-mail: kosachlev90@mail.ru

The Use of Coplanar Transmission Lines for Protecting Receiving Antenna Systems from Powerful Electromagnetic Radiation in a Wide Frequency Range

Sotnikov O.¹, Petrov K.², Udovenko S.³, Gnusov Yu.⁴, Radchenko V.⁴, Kaliakin S.⁴, Gromliuk K.⁵, Kyrychenko O.⁶

¹ Kharkiv National University named after Ivan Kozhedub Kharkiv Air Force, Ukraine

² Kharkiv National University of Radio Electronics, Kharkiv, Ukraine

³ Simon Kuznets Kharkiv National University of Economics, Kharkiv, Ukraine

⁴ Kharkiv National University of Internal Affairs, Kharkiv, Ukraine

⁵ Military Institute of Telecommunications and Information Technologies named after Heroes of Kruty, Kiev, Ukraine

⁶ National Academy of the National Guard of Ukraine, Kharkiv, Ukraine

Abstract. The goal of the work is to expand the frequency range of operation of coplanar waveguide transmission lines as broadband high-speed superconducting protection devices against powerful ultrashort electromagnetic radiation, and to apply them in antenna devices of radio electronic systems designed to ensure the reliable operation of critical infrastructure facilities. The aim is achieved by solving the following tasks: investigating the electrophysical properties of coplanar transmission lines, in particular, capacitance, surface and wave resistance in different phase states that arise under the influence of powerful electromagnetic radiation, and determining the main factors for effective protection in a wide frequency range, designing protective devices. The most important result is the establishment of the possibility of using coplanar transmission lines as protection devices in a wide frequency range up to 100 GHz, as well as the establishment of the dependence of their main characteristics on the design parameters of the superconducting protection device. The significance of the obtained results consists of solving a complex problem of providing protection of antenna systems against powerful ultrashort radiation by establishing an analytical relationship between the electrophysical parameters of coplanar waveguide transmission lines, which are in different phase states determined by the influence of powerful electromagnetic radiation, and their design parameters. The peculiarity of the obtained results is in the clarification of the dependence of the wave resistance of the coplanar waveguide transmission lines in superconducting, mixed, and normal phase states on the change of their active component of surface resistance, determined in turn by the design characteristics of the protective device. The difference from the known works lies in obtaining relationships for determining the wave resistance of protective devices in different phase states.

Keywords: critical infrastructure facilities, antenna system, pulsed high-power ultrashort-duration electromagnetic radiation, protective device, coplanar strip transmission line.

DOI: doi.org/10.52254/1857-0070.2023.1-57.11

UDC: 621.396.677

Studiul utilizării liniilor de transmisie coplanare pentru protecția sistemelor de antene receptoare de radiații electromagnetice puternice într-un diapazon larg de frecvențe

Sotnikov O.¹, Petrov K.², Udovenko S.³, Gnusov Y.⁴,

Radchenko V.⁴, Kaliakin S.⁴, Gromliuk K.⁵, Kyrychenko O.⁶

¹ Universitatea Națională a Forțelor Aeriene din Kharkiv, numită după Ivan Kojedub, , Kharkiv, Ucraina

² Harkiv Universitatea Națională de Radio Electronică, Harkiv, Ucraina

³ Simon Kuznets Harkov Universitatea Națională de Economie, Harkiv, Ucraina

⁴ Universitatea Națională de Afaceri Interne Harkiv, Harkiv, Ucraina

⁵ Institutul Militar de Telecomunicații și Tehnologii informaționale numite după Heroes of Kruty, Kiev, Ucraina

⁶ Academia Națională a Gărzii Naționale a Ucrainei, Harkov, Ucraina

Rezumat. Scopul lucrării este extinderea diapazonului frecvențelor de funcționare a liniilor de transmisie coplanare stripline, ca dispozitive de protecție rapide cu bandă largă și supraconductoare împotriva radiațiilor electromagnetice de mare putere de durată ultrascurtă și folosite în antenelw sistemelor radio-electronice utilizate,

destinate pentru a asigura funcționarea fiabilă în primul rând a obiectelor infrastructurii critice, precum centrale nucleare și termice, rafinării de petrol și gaze, terminale petroliere, aeroporturi, depozite de produse finite, arsenale militare. Acest obiectiv este atins prin rezolvarea următoarelor probleme: studierea proprietăților electrofizice ale unei linii de transmisie coplanare, în special, capacitatea, rezistența la suprafață și a undei în diferite stări de fază care apar sub influența radiațiilor electromagnetice puternice și determinarea principalelor factori pentru asigurarea unei protecții eficiente într-o gamă largă de frecvențe, proiectarea dispozitivelor de protecție. Cel mai important rezultat este stabilirea posibilității utilizării unei linii de transmisie coplanare ca dispozitive de protecție într-o gamă largă de frecvențe de până la 100 GHz, precum și stabilirea dependenței principalelor sale caracteristici de parametri constructivi ai unui dispozitiv de protecție supraconductor. Semnificația rezultatelor obținute constă în rezolvarea problemei complexe a asigurării protecției sistemelor de antene împotriva radiațiilor de mare putere de durată ultrascurtă pe baza stabilirii unei relații analitice între parametri electrofizici ai liniilor de transmisie coplanare stripline în diferite stări de fază, determinate prin impactul radiațiilor electromagnetice de mare putere și al parametrilor constructivi. Particularitatea rezultatelor obținute este precizarea dependenței de rezistență a undelor a liniilor de transmisie, a liniilor de bandă coplanare în stările de fază supraconductoare, mixtă și normală de modificarea componentei lor active a rezistenței de suprafață, care la rândul său este determinată de proiectare caracteristicile dispozitivului de protecție. Diferența față de lucrările binecunoscute este de a obține să se determine rezistența la undă a dispozitivelor de protecție în diferite stări de fază.

Cuvinte-cheie: obiecte de infrastructură critică, radiație electromagnetice pulsate de mare putere de durată ultrascurtă, sistem de antenă, dispozitiv de protecție, linie de transmisie coplanară stripline.

Применение компланарных линий передач для защиты приемных антенных систем от мощного электромагнитного излучения в широком частотном диапазоне
Сотников А.М.¹, Петров К.Э.², Удовенко С.Г.³, Гнусов Ю.В.⁴, Радченко В.В.⁴,
Калякин С.В.⁴, Громяк К.А.⁵, Кириченко А.А.⁶

¹Харьковский национальный университет Воздушных Сил имени Ивана Кожедуба Харьков, Украина

² Харьковський національний університет радіоелектроніки, Харків, Україна

³Харьковский национальный экономический университет имени Семёна Кузнецова

⁴ Харьковський національний університет внутрішніх справ, Харків, Україна

⁵Военный институт телекоммуникаций и информатизации имени Героев Крут, Киев, Украина

⁶Национальная академия Национальной гвардии Украины

Аннотация. Целью работы является расширение частотного диапазона функционирования компланарных полосковых линий передачи, как широкополосных быстродействующих сверхпроводящих устройств защиты от мощного электромагнитного излучения ультракороткой длительности, и применяемых в антенных устройствах радиоэлектронных систем, предназначенных для обеспечения надежного функционирования объектов критической инфраструктуры, прежде всего, таких как атомные и тепловые электростанции, нефтегазоперерабатывающие предприятия, нефтяные терминалы, аэропорты, склады готовой продукции, воинские arsenалы. Поставленная цель достигается за счет решения следующих задач: исследования электрофизических свойств компланарной линии передач, в частности, емкости, поверхностного и волнового сопротивлений в различных фазовых состояниях, возникающих под воздействием мощного электромагнитного излучения и определения основных факторов обеспечения эффективной защиты в широком частотном диапазоне, конструктивной разработки устройства защиты. Наиболее важным результатом является установление возможности применения компланарной линии передачи в качестве устройств защиты в широком частотном диапазоне до 100 ГГц, а также установление зависимости ее основных характеристик от конструктивных параметров сверхпроводящего устройства защиты. Значимость полученных результатов состоит в решении сложной задачи обеспечения защиты антенных систем от мощного излучения ультракороткой длительности на основе установлении аналитической связи между электрофизическими параметрами компланарных полосковых линий передачи, находящихся в разных фазовых состояниях, определяемых воздействием мощного электромагнитного излучения, и их конструктивными параметрами. Особенность полученных результатов заключается в уточнении зависимости волнового сопротивления компланарных полосковых линий передачи в сверхпроводящем, смешанном и нормальном фазовых состояниях от изменения их активной составляющей поверхностного сопротивления, определяемой в свою очередь конструктивными характеристиками устройства защиты. Отличие от известных работ заключается в получении соотношений для определения волнового сопротивления устройств защиты в разных фазовых состояниях. Практическое применение устройств защиты на основе компланарных полосковых линий передачи существенно повысит надежность функционирования антенных систем в условиях воздействия мощного электромагнитного излучения ультракороткой длительности.

Ключевые слова: объекты критической инфраструктуры, импульсное мощное электромагнитное излучение ультракороткой длительности, антенная система, устройство защиты, компланарная полосковая линия передачи.

INTRODUCTION

The problem of ensuring the reliability of critical infrastructure has always been in the focus of researchers. Currently, given the expansion of combat zones and the increasing level of terrorist threat, the need to solve this problem is becoming increasingly important. Among the many factors that could affect critical infrastructure, one of the central places is occupied by the impact of powerful electromagnetic pulse radiation on electronic equipment that is part of the complex of means for protecting and securing these objects. Electronic equipment has always been an integral part of the security system for critical infrastructure objects such as nuclear and thermal power plants, oil terminals, oil and gas processing plants, airports, warehouses, and military arsenals.

The most dangerous impact on the electronic equipment of means for protecting and securing critical infrastructure objects is the electromagnetic pulse of ultrashort duration. Due to its small duration, it has high penetrating ability and a specific reaction of electronic equipment to such an impact. The electromagnetic pulse can spread to sensitive elements of electronic equipment both through the antenna-feeder path and through structural elements (panels, windows, unshielded conductors, etc.).

To ensure the reliability of the functioning of radio-electronic means of security and safety of critical infrastructure objects under the influence of powerful electromagnetic radiation, which includes antenna systems, it is proposed to use high-speed protective devices based on high-temperature superconductors (HTSC) [1, 2]. For example, in [3], microstrip transmission lines (MST) are proposed for the protection of the antenna systems of radio-electronic means against the effects of powerful electromagnetic radiation. However, the operating frequency range of such devices is limited to about 100 MHz with limited design parameters, which is a significant disadvantage, since the bandwidth of pulse radiation can reach much larger values, up to 10^{18} Hz. Therefore, there is a need to search for more effective ways to protect radio-electronic means that have better frequency characteristics within the limitations of the design parameters of the protection means.

In works [4, 5], to create ultra-high frequency devices, particularly filters operating at frequencies up to 350 GHz and waveguides at frequencies up to 220 GHz, it is proposed to use coplanar transmission lines (CPL), which indicates the potential for a significant expansion of the operating frequency range of protective devices using such transmission lines. This circumstance suggests the expediency of conducting research aimed at determining the possibility of using coplanar transmission lines to create fast-acting protection devices for antenna systems of radio electronic security means and ensuring the safety of critical infrastructure objects operating in a much wider frequency range.

Literature analysis

In [1], a methodology for studying the parameters of microstrip transmission lines, including the determination of the surface impedance, is presented. However, the method for finding the desired parameters is carried out without taking into account the parameters of the electromagnetic radiation (EMI) affecting the thin-film transmission line.

In [2], a study of transient processes in a superconducting protective device is carried out. The possibility of the occurrence of undamped oscillations and their impact on the operation of radio-electronic equipment is evaluated. However, the authors did not pay attention to determining the influence of powerful EMI on the transient processes, taking into account the pulse duration.

In [3], the results of substantiating the approach to describing the response of an arbitrary antenna to the impact of EMI are presented. Analytical relationships are given for assessing the influence of radiation on a superconducting protective device located in superconducting, mixed, and normal phase states.

In [4], a procedure for the partial inversion of the Cauchy singular integral and the integral with a logarithmic singularity, defined on a finite set of bounded intervals, is presented. Based on this, an electromagnetic model of a shielded coplanar transmission line is constructed. Results of the calculation of spectral characteristics and distributions of the field of the structure's own

waves are presented, as well as data on the convergence of the approximate solution.

In work [5], the possibility of using a flat section of a high-temperature superconductor-based radio frequency line as a protection device for electronic systems against pulsed electromagnetic signals is considered. The results of experimental studies of the behavior of a thin-film coplanar section of the line ($\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$ on sapphire) under the influence of pulsed radiation of varying power and duration are presented. It was established that with an increase in the duration of the pulse, the superconductor transitions into a resistive state, cause leading to an increase in losses.

In [6], the nonlinear properties of a coplanar waveguide based on an epitaxial thin film of high-temperature superconductor $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$, deposited on a single-crystal substrate of Al_2O_3 , are investigated in the X-band and temperature range from 77K to 90K. It is shown that the application of a DC bias to the structure allows for control of the microwave nonlinearity of the transmission line. Periodic features of losses depending on temperature indicate that the phase constant of the propagation has nonlinear behavior associated with the properties of the transmission line. The phenomenological characteristic power value P_0 is determined by comparing experimental data with the results of theoretical analysis. However, the authors did not pay attention to the issues of estimating spectral characteristics.

In work [7], the results of studying a 40 GHz radio frequency biosensor using a microstrip transmission line for the dielectric characterization of cancer cells are presented. It is suggested to use a classical coplanar waveguide to ensure a passband of up to 40 GHz for the biosensor.

In [8], a universal method for analyzing arbitrary planar layered transmission lines is proposed, and its features are considered. The stages of implementing the method for analyzing the parameters of planar layered transmission lines, constructed using the Galerkin procedure in the spectral domain, are presented. The results of analyzing test planar layered structures are presented. However, the authors did not address issues related to the study of spectral characteristics of the investigated transmission lines.

In [9], the results of the development of a general transmission line model for predicting the frequency-dependent response of compact modulators are presented. The calculation of the

radio frequency parameters of the modulators is carried out taking into account the dimensions of the coplanar waveguide. The accuracy of the model in predicting the 3 dB modulation bandwidth of the devices is evaluated by comparison with experimental results. Recommendations are given for designing devices with significantly improved achievable modulation bandwidth, which are presented through the optimization of radio frequency and optical parameters. The modulation bandwidth was 100 GHz. It is claimed that the presented model is applicable to any type of super-compact electro-optic modulators.

In [10], the results of studies on symmetrical coplanar transmission lines with end coupling (SCTL) are presented. Attention is given to the question of organizing turns in the SCTL. A regular section of a matched line with strictly anti-phase wave excitation in it implies electrical symmetry of currents in conductors with respect to the longitudinal axis of the line. As a result of the conducted studies, it was established that the proposed turn option provides practically the same energy characteristics of the SCTL as the regular section of the same length. Other issues were not studied, in particular those related to the evaluation of spectral characteristics.

In [11], an overview of the main results obtained by the authors in the process of studying non-traditional superconductors and developing microwave devices based on cuprate high-temperature superconductors is presented. The results of studies on epitaxial films of the cuprate superconductor $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ and Fe-containing superconductors are presented. The complex conductivity, including the fluctuation conductivity, was determined. Temperature dependencies of the complex conductivity of $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-\delta}$ superconductors and the corresponding physical quantities were obtained, which allows one to judge about the relevant scenarios of wave symmetry in the gap function of the studied superconductors. The possibility of creating large-scale devices based on high-temperature superconductors operating at frequencies up to 40 GHz was experimentally established. However, the issues of determining wave resistances taking into account the destruction of superconductivity were not addressed in this work.

In [12], an analysis of loss characteristics affecting the series resistance of coplanar waveguide interconnects with grounding is presented. Experimental dependencies

corresponding to lines with different screens are shown up to 30 GHz. The influence of geometry, in particular, the width and spacing between tracks on the series resistance of different resistive components was studied. In addition, a time-domain analysis was performed to assess the impact of neglecting each of the resistive components on the quality of a digital signal with a speed of several gigabits per second. However, issues of waveguide interaction with electromagnetic interference were not considered in this article.

In [13], the possibility of microwave glucose diagnostics in real-time without the use of labels based on the construction of a classical coplanar waveguide (CPW) is shown. The biosensor is implemented with a 50 Ohm CPW transmission line, where a 3 mm diameter localized in the center of the CPW transmission line was used for detection. The CPW transmission line is made of FR4 microwave laminate. Electromagnetic interaction was performed with a varying dielectric constant of an aqueous solution. The measurement results showed good sensitivity of 108.4 MHz/mg/ml and high accuracy with a good coefficient of linear regression of 0.997. At the same time, the electro-physical parameters of the biosensor were not provided or considered by the authors during the research.

In [14], a microwave sensor in the form of a capacitive matrix is presented for label-free detection of *Escherichia coli*. The results of theoretical researches were confirmed by the implementation of a sensor chip made using the United Monolithic Semiconductor (UMS) PH25 process on a 100 μm thick GaAs substrate, and measurements of various concentrations of *Escherichia coli* in the frequency range of 1...3 GHz. The obtained results are promising for future biomedical applications in terms of detecting specific bacteria. The authors did not conduct any other research.

In work [15], the results of studies on the dependence of the duration of the S-N phase transition on small values of the input signal voltage amplitude are presented. However, the dependence of the wave resistance of the superconducting film in different phase states under the influence of electromagnetic interference was not studied.

In [16], the results of determining the penetration depth of electromagnetic waves into a superconducting film and its surface impedance are presented. The authors provide the dependence of the quality factor of the superconducting film

on its thickness. However, the authors did not pay attention to the effect of powerful electromagnetic interference on changes in the phase state of the film and the determination of the surface resistance under these conditions.

In [17], based on the conformal mapping method, an analysis of the ideal suspended coplanar waveguide model was conducted, and the wave impedance was determined. A self-assembled suspended coplanar waveguide (SCPW) was proposed and implemented using multi-layer printed circuit board technology with experimental losses of no more than 0.5 dB and return losses better than 15.8 dB from DC to 10 GHz, which eliminates the traditional disadvantages of suspended schemes, such as bulky size, high weight, and integration complexity due to their mandatory metallic cavity and mechanical assembly.

In [18], an approach to designing a filtering rat-race coupler (FRRC) with hybrid resonators with an integrated circular substrate waveguide (CSIW) and coplanar waveguide (CPW) is proposed. The FRRC is designed in a single CSIW resonator with four integrated CPW resonators and four miniature input ports. The 0 and 180 degree phase characteristics of the RRC are realized by the self-phase and anti-phase electromagnetic fields of the CSIW dual-mode resonator. By properly placing the sum, difference, and two other output ports, the FRRC is used to achieve the desired RRC properties with bandpass filter responses. In addition, transmission zeros are generated near the upper stopband. A miniature FRRC using hybrid CSIW and CPW resonators was synthesized, fabricated, and tested in a single-layer process to verify and demonstrate its advantages over previous modern research, including miniature size, high quality, high-order filter responses, and improved out-of-band signal suppression.

In [19], a dual-polarized cross-dipole antenna with a bandwidth for 2G/3G/4G base station applications is proposed using a grounded coplanar waveguide (GCPW) filter. The cross-dipole antenna with the GCPW feeding structure is designed to cover frequencies from 1.7 to 2.7 GHz. A compact GCPW filter is proposed inside the dipole antenna to provide a frequency band of 2.2...2.5 GHz. As a result, the proposed antenna has two operating bands of 1.67...2.23 GHz and 2.45...2.75 GHz for VSWR < 1.5 and a sharp rejection band of 2.23...2.45 GHz. The measured isolation is above 26 dB, the half-power beamwidth is about 68°, and the average gain is

around 8.3 dBi over the entire operating band. The minimum gain in the rejection band is -9 dB, which is by 17 dB lower than the gain at the operating frequency. The research questions regarding wave impedance were not studied.

In [20], an integrated terahertz range directional diagram is presented. Submillimeter single-mode coplanar waveguides with a benzocyclobutene polymer-based conductor and a ground plane transition between the planes up to 760 GHz have been processed and measured. Good agreement between analytical and numerical modeling has been experimentally demonstrated. Two-level Thru-Reflect-Line and square root of Thru de-embedding corrections are applied to extract the attenuation coefficient of about 3 dB/mm at 600 GHz, the relative phase velocity with respect to light of about 0.716, and the characteristic impedance of about 50 Ohms. It has been established that the losses of the coplanar waveguide are at the cutting-edge level, paving the way for fully integrated terahertz range circuits.

In [21], a new topology variant is presented: the folded ESIW, which is half the width of the original ESIW waveguide and maintains the same cross-sectional area with good performance and a similar bandwidth. The feasibility of the new topology is discussed. To verify and confirm this proposal, a parallel prototype was designed, fabricated, and measured, and the results were promising, opening up access to new design strategies in the field of ESIW.

In [22], two coplanar waveguide bandpass filters operating at a frequency of 350 GHz were investigated. Both filters were based on quarter-wave resonators with stepped impedance, which can be easily integrated into on-chip systems. A second-order Chebyshev filter and a fourth-order quasi-elliptic filter were jointly developed to determine the characteristics of the roll-off. Both filters were made of superconducting niobium film using optical lithography and lift-off process, which can reduce significant metallic losses in the terahertz range. It is shown that the calibrated transmission characteristics, compared with the simulation, demonstrated that such superconducting coplanar waveguide filters could be used in a future terahertz astronomical spectrometer.

In [23], a new transition between coplanar waveguide (CPW) and rectangular waveguide (RWG) filled with air is presented. A rectangular radiator with an elliptical slot is connected to the central conductor of the CPW to implement the transition, which expands the passband. This

direct transition does not require an intermediate transition or air bridges. The planar transition scheme is made of materials with high and low dielectric constants ($\epsilon_r = 10.2$ and 2.22), which provides more advantages for both printed circuit board and MMIC design. Two "back-to-back" transition prototypes were developed, fabricated and measured in the X-band. It is shown that the relative bandwidth of 15 dB is expanded to 44.7% and 47.6% for both transitions ($\epsilon_r = 10.2$ and 2.22), respectively, which was demonstrated for both transitions. It is noted that the measurement results are in good agreement with the simulation results, confirming the feasibility of this design.

The [24] presents the results of the study of a wideband antenna implemented using a multilayer self-packaged suspended coplanar waveguide (SCPW). The proposed antenna is designed to operate at a frequency of 5.42 GHz with a partial passband of 26.2% (4.71-6.13 GHz) and a maximum gain of 8.4 dB. The SCPW antenna was fabricated and measured, and the design was demonstrated with advantages of self-assembly, wide bandwidth, good gain, and compact size.

Thus, the analysis of existing works has shown that the conducted research indicates a wide application and significant expansion of the range of tasks solved using coplanar transmission lines in microwave devices. Moreover, optimistic expectations are noted for a significant expansion of the frequency range of the developed devices, up to the terahertz range.

However, there are no research results available related to the use of coplanar transmission lines for the production of high-speed, small-sized protective devices for antenna systems of radio-electronic equipment, capable of protecting them from short-duration powerful pulse electromagnetic interference. This circumstance necessitates research aimed at assessing the possibility of using coplanar transmission lines as a basis for implementing effective protection devices for antenna systems of radio-electronic equipment with the required frequency characteristics, while limiting the size constraints.

METHODS, RESULTS AND DISCUSSION

During the research, methods of electrodynamics theory and radio wave propagation, as well as electrical and radio engineering circuit theory, were used. Continuing the ideas developed in works [1-3, 5, 15, 25, 27-34], the superconducting coplanar transmission

line will be considered as the basis for creating a device to protect antenna systems from powerful ultrashort EMI. When such a line is included in the antenna-feeder distribution path, the distribution of current and voltage in the absence of powerful EMI at the input is mainly determined by the matching of the line's wave impedance and the protection device. Under these conditions, the wave impedance of the coplanar line is determined by its main design parameters. In other words, such a state corresponds to normal operating conditions of radio electronic equipment when the EMI parameters do not exceed critical values for this coplanar line. In the opposite case, the impact of EMI leads to the destruction of superconductivity of the antenna system protection device. In this case, the distribution of current and voltage in the transmission line is determined by the superconducting, mixed, and normal states of the protection device. The protective device based on a coplanar strip transmission line shown in Fig. 1 is a three-wire strip line with a current-carrying superconducting thin film 2 located between two semi-infinite conductive screens 1 on one side of the dielectric substrate 3 with a dielectric permeability ε_{r2} [25, 26].

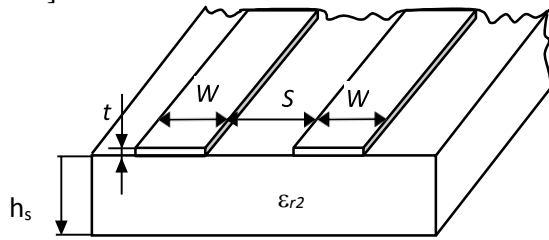


Fig. 1. Superconducting protective device based on CTL and main design parameters.

Problem statement. For the considered variants of possible operating conditions of the protection device included in the antenna-feeder path, it is necessary to solve the problem of determining the electro-physical characteristics of the coplanar line in different phase states that arise under the influence of powerful EMI and finding the conditions for reliable protection. For the first variant of conditions, it is necessary to establish a relationship between the wave impedance of the coplanar line and its design parameters, and for the second, it is necessary to assess the impact of powerful EMI on the coplanar line in its superconducting, mixed, and normal phase states.

Solution.

Case 1: there is no strong EMI at the input of the antenna feeder.

Let us consider the structural parameters of the coplanar line, and then establish the relationship between the wave impedance of the protective device and its structural parameters.

In the coplanar line, the fundamental wave is the quasi-TEM wave, although higher-order waves are possible in it, which are suppressed by connecting both screens with a conductor [25, 26]. Note that narrowing the semi-infinite screens to a finite width S^* , even with the condition $S^* < W$, weakly affects the characteristic impedance and other line parameters. For $\varepsilon_{r2} = 5$ and $S^* = W$, the wave impedance increases by only 10% compared to $S^* \rightarrow \infty$.

The substrate thickness h_s here no longer plays a prior role and at $h_s > 2S^*$ for $\varepsilon_{r2} > 9$ it can already be considered close to infinity, which allows it to be disregarded in calculations [25].

At $\frac{h}{h_s} = 0$, $S^* \neq \infty$ the wave impedance of the protective device based on CPW can be determined as follows [26]:

$$Z = (\sqrt{\varepsilon_{r2} + 1})^{-1} 132 K_1(K), \quad (1)$$

$$\text{where } K_1(K) = \frac{\ln(2(1 + \sqrt{K}) / (1 - \sqrt{K}))}{\pi}$$

$$\text{at } 0 < K^2 \leq 0.5,$$

$$\text{or } K_1(K) = \frac{\pi}{\ln(2(1 + \sqrt{K'}) / (1 - \sqrt{K'}))}$$

$$\text{at } K = \left(1 + \frac{2S}{W}\right)^{-1},$$

$$\text{where } K' = (1 - K^2)^{1/2}.$$

Effective dielectric constant is determined according to expression [26]:

$$\varepsilon_{eff_{TM}} = \frac{(\varepsilon_{r2} + 1)}{2}. \quad (2)$$

Based on the expression (1), for the given values of Z and ε_{r2} , it is possible to determine the value of K_1 . Next, using the expressions for determining K (formulas 3, 4):

$$K = \left(\frac{e^{\pi K_1} - 2}{e^{\pi K_1} + 2} \right)^2 \quad (3)$$

for $1 \leq K \leq \infty$,
or

$$K = \left(1 - \left(\frac{e^{\pi K_1} - 2}{e^{\pi K_1} + 2} \right)^4 \right)^{1/2} \quad (4)$$

for $0 \leq K \leq 1$,
the following ratio can be determined:

$$\frac{S^*}{W} = \left(\frac{1}{K-1} \right)^2. \quad (5)$$

Using equations (1-5), one can plot the dependence of the wave impedance of the protection device based on CPW on the ratio of its dimensions.

$$\frac{W}{(W + 2S^*)} \text{ at } h_s \rightarrow \infty \text{ for different } \varepsilon_{r2}.$$

The graph of the dependence of the characteristic impedance of a superconducting protection device based on a coplanar waveguide (CPW) on the parameter $W/(W+2S)$ for different values of ε_{r2} is shown in Fig. 2.

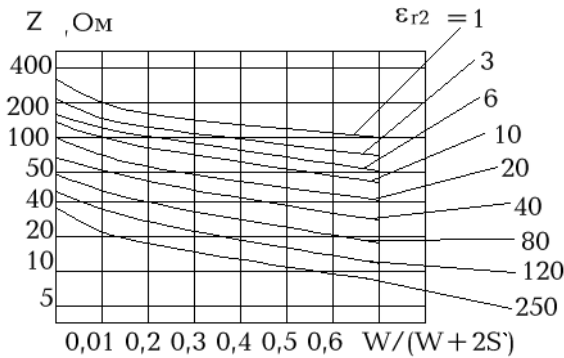


Fig. 2. Ratio of the wave impedance of a superconducting protective device based on CSL on the parameter $W/(W+2S)$ for different values of ε_{r2} .

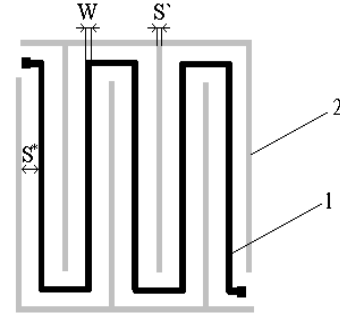


Fig. 3. Topology of a superconducting protective device based on a coplanar transmission line (1 - thin HTSC film; 2 - screen).

In addition, the period of the meander now does not depend on the thickness of the substrate.

Note that in a coplanar transmission line, there is no series parasitic capacitance, but there remains a parallel capacitance of the strip line to the C screen (see Fig. 3).

In the superconducting state, the value of capacitance C for one turn of the meander can be determined in accordance with the expression:

$$C = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_{r2} \varepsilon_{rN} S_c}{d \varepsilon_{rN} + \varepsilon_{r2} \lambda_1}, \quad (6)$$

where ε_{rN} is the dielectric constant of the coplanar line in the non-superconducting state; S_c is the cross-sectional area of the meander turn; λ_1 is the London penetration depth.

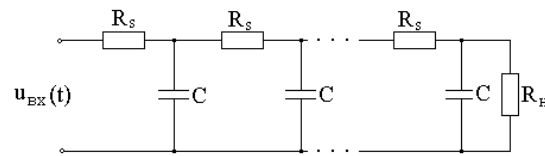


Fig.4. Equivalent circuit of a protective device based on a coplanar transmission line.

The capacitance C has a relatively small value (see Fig. 4), which makes it possible to use a protective device based on coplanar lines at frequencies up to 100 GHz and to neglect its value in calculations.

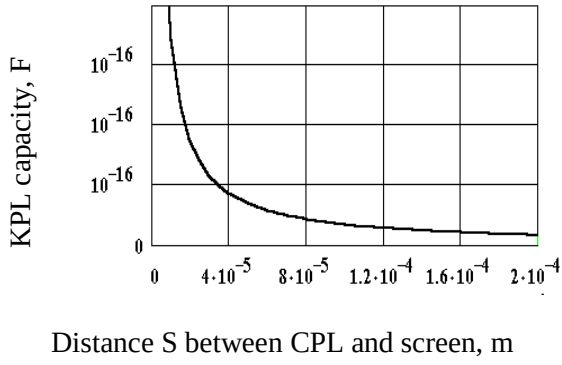


Fig. 5. Dependence of the capacitance of a protective device based on CPL on the distance between the screen and a thin HTSC film.

The approximate geometric dimensions of the protection device based on CPW with $Z = 50$ Ohm on the substrate, e.g., made of $LaAlO_3$, are determined by the parameter $\frac{W}{W + 2S^*}$ (Fig.2) and are $W = 10 \mu$, $S^* = 20$ microns, $d = 15...20 \mu$ the meander period $L = W + 2S^* + d = 65...70 \mu$.

The dielectric strength of such a protective device is not very high, as the conducting strip and the ground plane in CPW are separated by a narrow gap of width S , and destruction of superconductivity can occur due to surface breakdown. Therefore, to increase the dielectric strength of the protective device based on CPW, it is sufficient to increase the parameter S and to use substrates with a higher ϵ_{r2} .

The second case is when there is powerful electromagnetic interference (EMI) at the input of the antenna-feeder path. To evaluate the impact of powerful EMI on the CPW, which plays a protective role, it is necessary to solve a relatively simple problem of determining the relationships between the amplitudes and phases of the reflected and incident voltage and current waves at the end of the transmission line under the condition that it is in the superconducting, mixed, and normal phase states.

Therefore, skipping intermediate calculations, we provide the final expression for the reflection coefficient $\dot{K}$:

$$\dot{K} = \frac{Z - Z_B}{Z + Z_B}. \quad (7)$$

For the case of small losses, the characteristic impedance of a coplanar transmission line can be

approximately determined according to the expression [25]:

$$Z = \sqrt{\frac{R_a}{\omega C_o}}, \quad (8)$$

where R_a is active resistance of CPW;

C_o is capacitance of the CPW per unit length.

An analytical expression for determining C_o taking into account that for the coplanar transmission line the condition [26] is satisfied:

$$\frac{\epsilon_{r2} + 1}{2} \gg \frac{\epsilon_{r2} - 1}{2\sqrt{1 + \frac{10h}{W}}} \quad (9)$$

takes the form of:

$$C_{0s} = \frac{\epsilon_o \epsilon_{r2} \epsilon_{rN} h \left[1 + 1,73 \epsilon_{r2}^{-0,0724} + \left(\frac{h}{S} \right)^{-0,836} \right]}{S \epsilon_{rN} + \epsilon_{r2} \lambda_1}. \quad (10)$$

We will rewrite the expression for determining R_a as:

$$R_{os} = \left\{ \frac{R_s^n}{W} \left[1 - \frac{1}{4} \ln \left(\frac{Wh}{\lambda_1^2} - 1 \right) \right] + \frac{R_e^n}{W \left[1 + 1,73 \epsilon_{r2}^{-0,0724} + \left(\frac{h}{S} \right)^{-0,836} \right]} \right\}, \quad (11)$$

where R_s^n is the surface resistance of the coplanar line, and R_e^n is the screen surface resistance.

Note that the following expression can be used to determine the surface resistance of the coplanar line [15]:

$$R_s^n = \frac{(\omega \mu_o)^2 \sigma_N \lambda_1^4}{2h}, \quad (12)$$

where σ_N is the specific conductivity of high-temperature superconducting film in the N-state. Since R_s^n is a small quantity, then Z according to expressions (8, 10, 11) will be determined by two parameters: C_o and R_e^n .

Therefore, having the value of R_e^n , by adjusting the ratio of $\frac{W}{h}$, it is possible to achieve equality of the wave resistances of the superconducting protection device and the line, which will ensure complete absence of reflection ($\dot{K} = 0$).

When the CPW is in the mixed state, the expression for determining the wave resistance, similar to (8), can be written as:

$$Z_{S-N} = \sqrt{\frac{R_{oS-N}}{\omega C_{oS-N}}}, \quad (13)$$

where R_{oS-N} is the active resistance of the protection device in the mixed state, and C_{oS-N} is the capacitance of the protection device in the mixed state. It can be shown that

$$R_{oS-N}^n = \left\{ \frac{\frac{R_{S-N}^n}{W} + R_e^n \left[1 + 1,73\varepsilon_{r2}^{-0,0724} + \left(\frac{h}{S}\right)^{-0,836} \right]^{-1}}{+ \frac{1}{W}} \right\}, \quad (14)$$

where R_{S-N}^n is the active component of the surface resistance of the coplanar transmission line (CPL) at the moment of the phase S-N transition.

The value of R_{S-N}^n can be determined based on the relation:

$$R_{S-N}^n(j\omega) = \frac{(\omega\mu_0)^2 \sigma_N \lambda_N (j\omega)^4}{2h}, \quad (15)$$

where λ_N is the width of the normal regions of the coplanar transmission line.

The capacitance C_{oS-N} can be determined using a formula similar to (10), taking into account the phase state transition using the formula:

$$C_{oS-N}^n = \frac{\varepsilon_0 \varepsilon_{r2} \varepsilon_{rN} h \left[1 + 1,73\varepsilon_{r2}^{-0,0724} + \left(\frac{h}{S}\right)^{-0,836} \right]}{S \varepsilon_{rN} + \varepsilon_{r2} \lambda_N}. \quad (16)$$

Now, in accordance with formulas (13), (15), and (16), let's determine the characteristic impedance of the coplanar waveguide in the mixed state:

$$Z_{S-N}^n = \sqrt{\frac{R_{S-N}^n \left[\frac{1}{j\omega C_{o1S}} + \frac{\lambda_N}{\lambda_l} \frac{1}{\omega C_{o2S}} \right]}{W \left[1 + 1,73\varepsilon_{r2}^{-0,0724} + \left(\frac{h}{S}\right)^{-0,836} \right]}}, \quad (17)$$

where C_{o1S} and C_{o2S} are the capacitances per unit length at the edges of the CPW, which are due to the presence of normal regions and a ground plane.

To analyze the wave impedance of the CPW in the mixed state, expression (17) can be conveniently transformed to the form:

$$Z_{S-N}^n = \frac{R_{S-N}^n (j\omega)^2}{R_N}, \quad (18)$$

where

$$K = \frac{4\lambda_l^2 I_{c2}}{h^2 I_{c1}} \sqrt{\frac{R_S^n}{R_{S-N}^n (C_{0S}^n (W - 2\lambda_N))}}. \quad (19)$$

Coefficient K is a dimensionless quantity. It describes the effect of the S-N phase transition of the CPW on its reactive component of wave resistance. Taking the latter into account, expression (18) will take the following form:

$$Z_{S-N}^n \approx \frac{R_{S-N}^n \omega^2}{R_N}. \quad (20)$$

From (19), it can be seen that in the mixed state, the characteristic impedance of the CPW, as an antenna system protection device, is mainly determined by its active resistance.

In the normal state, the characteristic impedance of the CPW as per (19) can be written as follows:

$$Z^n(j\omega) \approx R_N. \quad (21)$$

From the relations (20), (21) and (7), it follows that in the presence of powerful EMI at the input of the antenna system, leading to the destruction of superconductivity in the protection device based on the CPW, the reflection coefficient of the protective devices is mainly determined by the active resistance of the CPW, which, in turn, is determined by its design parameters.

CONCLUSIONS

1. The possibility of significant expansion of the operating frequency range of high-speed superconducting protection devices based on CPW up to 100 GHz has been demonstrated.

2. The obtained analytical relationships for evaluating the impact of intense EMI on the CPW in different phase states showed that the characteristic impedance of CPW in superconducting, mixed, and normal phase states depends on the change in the active resistance in these states, mainly determined by the design parameters of the line. These relationships are the basis for selecting and designing CPW, ensuring reliable protection for radio electronic equipment antenna systems from high-power ultra-short duration pulse EMI.

References

- [1] Kontorovich A.E., Korzhubaev A.G., Eder). http://library.uipa.edu.ua/images/bibl_prod_bibl/6_statti_fah.doc
- [2] Sotnikov O.M., Kapura I.A., Konyakhin G.F. Results of Numerical Calculations of a Protective Device Model Based on High-Temperature Superconductors. *Management Systems, Navigation and Communication*. - Kiev: DP "TSNDI NU". - 2010 - VIP. SUNZ-4(16). - pp. 107-111 (In Russian) http://nbuv.gov.ua/UJRN/soi_2010_9_14.
- [3] Yeromina N.S., Kravchenko I.I., Kurylov M.N., Borysenko V.P., Borysenko T.I., Kyvliuk V.S., Kryvosheiev V.V., Pribyliev Y.B., Gnusov Y.V., Radchenko V.V., Kaliakin S.V. Investigation of Powerful Electromagnetic Radiation Influence on Receiving Antenna Systems with Superconducting Protective Devies, *PROBLEMELE ENERGETICII REGIONALE* № 3 (55), 2022, pp. 140 - 155. doi: <https://doi.org/10.52254/1857-0070.2022.3-55.11>. https://journal.ie.asm.md/assets/files/11_03_55_2022.pdf
- [4] Arefiev A. S., Kolikov V. V., Neganov V. A. Study of Own Waves of a Complanar Transmission Line with the Issue of the Method of Partial Conversation of the Operator.- *Izvestiya vuzov. RADIO PHYSICS*, Volume XLIII No. 6.- 2000.- pp. 552-561. (In Russian).
- [5] Bondarenko I. N., Lavrinovich A. A. Investigation of the Thin-Film High-Temperature Superconductivity Coplanar Line.- *Telecommunications and Radio Engineering*. Vol. 66, Issue 7, 2007, pp. 597-605. (In Russian). DOI: 10.1615/TelecomRadEng.v66.i7.30
- [6] Nikolay T. Cherpak, A. A. Lavrinovich, A. A. Kalenyuk, V. M. Pan, Alexey Gubin, V. Khramoto, A. A. Kurakin, S. A. Vitusevich. DC-Biased Coplanar Waveguide on the Basis of HIGH-TC Superconducting Thin Film with Nonlinear impedance. *Telecommunications and Radio Engineering*. Vol. 69, 2010 Issue 15, pp. 1357-1364. DOI: 10.1615/TelecomRadEng.v69.i15.40
- [7] Chen, Y. F., Wu, H. W., Hong, Y. H., & Lee, H. Y. (2014). 40 GHz RF Biosensor Based on Microwave Coplanar Waveguide Transmission Line for Cancer Cells (HepG2) Dielectric Characterization. *Biosensors and Bioelectronics*, Vol. 61, pp. 417-421. <https://doi.org/10.1016/j.bios.2014.05.060>
- [8] Vilensky A. R. Method of Analysis of Plane-Layered Transmission Lines // *Electromagnetic Waves and Electronic Systems*. 2016. Vol. 21. No. 3. p. 3-11.
- [9] Honardoost, A., Safian, R., Rao, A., & Fathpour, S. (2018). High-Speed Modeling of Ultracompact Electrooptic Modulators. *Journal of Lightwave Technology*, 36(24), pp. 5893-5902. DOI: 10.1109/JLT.2018.2879830.
- [10] Zhirnova, E.S. Investigation of Options for the Rotation of a Symmetric Coplanar Transmission Line / E.S. Zhirnova, A.M. Plotnikov // *Actual problems of Radio Electronics and Telecommunications: Materials of the All-Russian Scientific and Technical Conference* (Samara, May 14-16, 2019) / Samar. nat. research un-t im. S. P. Koroleva, under. ed. A. I. Danilina - Samara: ARTEL LLC, 2019. - pp. 67- 68. <http://repo.ssau.ru/handle/Aktualnye-problemy-radioelektroniki-i-telekommunikacii/Issledovanie-variantov-ispolneniya-povorota-simmetrichnoi-komplanarnoi-linii-peredachi-77357>.
- [11] Barannik A. A., Gubin Alexey, Lavrinovich A. A., Cherpak Nikolay T. Microwave Radio Physics of Unconventional Superconductors. *Telecommunications and Radio Engineering*.- Vol. 78, Issue 6, 2019, pp. 511-536. DOI: 10.1615/TelecomRadEng.v78.i6.50.
- [12] Méndez-Jerónimo, G., & Torres-Torres, R. (2019). Identifying the Loss Components Contributing to the Series Resistance of Shielded on-Chip Coplanar Waveguide Interconnects. *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, 67(6), pp. 2208-2215. DOI: 10.1109/TMTT.2019.2908849.

- [13] Sameer, M., & Agarwal, P. (2019). Coplanar Waveguide Microwave Sensor for Label-Free Real-Time Glucose Detection. *Radioengineering*, 28(2), pp. 491-495. DOI: 10.13164/re.2019.0491.
- [14] Piekarz, I., Gorska, S., Odrobina, S., Drab, M., Wincza, K., Gamian, A., & Gruszczynski, S. (2020). A Microwave Matrix Sensor for Multipoint Label-Free Escherichia Coli Detection. *Biosensors and Bioelectronics*, 147, 111784. <https://doi.org/10.1016/j.bios.2019.111784> Get rights and content.
- [15] Chernykh I., Alekseenko O., Mykus S., Peredrii O., Voloshchenko O., Kosenko V. The Methodology for Determining the Status of Normal Domains in Superconducting Thin Film From Input Signal, *International Journal of Emerging Trends in Engineering Research*. Vol. 8. No. 10, October 2020, <https://doi.org/10.30534/ijeter/2020/1448102020>. <http://www.warse.org/IJETER/static/pdf/file/ijeter1448102020.pdf>.
- [16] N. Yeromina, I. Kravchenko, I. Kobzev, M. Volk, V. Borysenko, V. Lukyanova, Y. Gnusov, Y. Horelov, O. Rikunov, S. Kaplun. The Definition of the Parameters of Superconducting Film for Production of Protection Equipment Against Electromagnetic Environmental Effects *IJETAE*, 11(7), 2021, pp. 38-47. DOI: 10.46338/ijetae0721_06.
- [17] Xiao, J. K., Zhang, J., & Pu, J. (2021). Analysis and Implementation of Self-Packaged Multi-Layer Suspended Coplanar Waveguide and Its Applications in Filtering Circuits. *IEEE Access*, 10, pp. 456-467. DOI: 10.1109/ACCESS.2021.3138764.
- [18] Xiang Wang, Zhi-Yuan Zong, Wen Wu. Miniaturized Filtering Rat-Race Coupler Based on Hybrid Circular Substrate Integrated Waveguide and Coplanar Waveguide Resonators. *International Journal of RF and Microwave Computer-Aided Engineering* (IF 1.987) Pub Date: 2021-11-18, DOI: 10.1002/mmce.22985.
- [19] Li, M., Xu, F., & Zhang, Y. (2021). A Band-Notched Base Station Antenna Using the Grounded Coplanar Waveguide Filter. *AEU-International Journal of Electronics and Communications*, 138, 153831. DOI:10.1016/j.aeue.2021.153831.
- [20] Zerounian, N., Aouimeur, W., Grimault-Jacquín, A. S., Ducournau, G., Gaquière, C., & Aniel, F. (2021). Coplanar Waveguides on BCB Measured up to 760 GHz. *Journal of Electromagnetic Waves and Applications*, 35(15), pp. 2051-2061. DOI: 10.1080/09205071.2021.1930588.
- [21] Marcos D. Fernandez, José A. Ballesteros, Hector Esteban, Angel Belenguer. Folded Empty Substrate Integrated Waveguide With a Robust Transition to Grounded Coplanar Waveguide in the Ku Band *IEEE Access* (IF 3.476) Pub Date: 2021-05-21, DOI: 10.1109/access.2021.3082849.
- [22] Ding, J. Q., Hu, J., & Shi, S. C. (2021). 350-GHz Bandpass Filters Using Superconducting Coplanar Waveguide. *IEEE Transactions on Terahertz Science and Technology*, 11(5), pp. 548-556. DOI:10.1109/tthz.2021.3071019.
- [23] Zhao, Y., Dong, J., Yin, F., Fang, X., & Xiao, K. (2022). Broadband Coplanar Waveguide to Air-Filled Rectangular Waveguide Transition. *Electronics*, 11(7), p. 1057. <https://doi.org/10.3390/electronics11071057>
- [24] Xiao, J. K., Liu, X. Q., & Guo, J. X. A Wideband Antenna Based on Self-Packaged Suspended Coplanar Waveguide Technology. *Microwave and Optical Technology Letters*. 2023, DOI:10.1002/mop.33628/ mop.33628.
- [25] Kravchenko V.I., Bolotov Ye.A., Letunova N.I. Radioelektronnye Sredstva i Moshchnye Elektromagnitnye Pomekhi. M.: Radio i Svyaz', 1987. https://www.studmed.ru/kravchenko-vi-radioelektronnye-sredstva-i-moschnye-elektromagnitnye-pomehi_ed1815e84db.html/ (In Russian).
- [26] Kostin M.S. Elektrodinamika, Radiovolnovye Protessy Tekhnologii: Uchebnoye Posobie / M.S. Kostin, A.D. Yarlykov.-Moskva; Vologda: Infra-Inzheneriya, 2021.-316 s. (In Russian).
- [27] Proektirovanie Poloskovykh Ustroystv SVCH: Ucheb. Posobiye. Ul'yanovsk, 2001. 129 s. (In Russian).
- [28] Contreras A, Ribo Metal (2018) Compact fully uni-planar band stop filter based on slow-wave multimodal CPW resonators. *IEEE Microw Wirel Compon Lett* 28(9):780-782. <https://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/8421621>
- [29] Elsheikh MAG, Safwat AME (2019) Wide band modeling of SRR-loaded coplanar waveguide. *IEEE Trans Microw Theory Tech* 67(3):851-860. <https://ieeexplore.ieee.org/abstract/document/8746623>
- [30] Nishijima S. and al.: "Superconductivity and the environment: a Roadmap", *Supercond. Sci. Technol.* 26, 113001 (35pp), 2013. <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/0953-2048/26/11/113001/meta>
- [31] Thomas H. and al.: "Superconducting transmission lines - Sustainable electric energy transfer with higher public Elsevier, 2016. <https://reader.elsevier.com/reader/sd/pii/S136403211501120X?token=921E8AB4CCDD1EAE69BEC2D76C8F7BA9300FA9E701C49F5FF68CEFE9733CC400B0F7D6B70902157ACEF11E2352DE0ED&originRegion=eu-west-1&originCreation=20220728075218>
- [32] Ali M. and al: "An Overview of SMES Applications in Power and Energy Systems", *IEEE Trans. on Sustainable Energy*, Vol. 1, No. 1, 2010.

https://www.researchgate.net/publication/224125235_An_Overview_of_SMES_Applications_in_Power_and_Energy_Systems

- [33] Ibrahim H., Ilinca A., Perron J.: "Energy storage systems Characteristics and comparisons", Elsevier, Renewable and Sustainable Energy Reviews 12 1221-1250, 2008. <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S136402670800022q>)reference/ReferencesPapers.aspx?ReferenceID=2531543

- [34] Zhang C, Wang F, Li K, Liu K. New Development of practical High temperature Superconducting Materials. Hot Working Technology. 2017;46(14):7-10.

https://www.researchgate.net/publication/329974226_Progress_in_the_research_of_copper-oxide_superconductors

Information about authors.



Sotnikov Oleksandr, Doctor of Technical Sciences, Professor, Kharkiv National University named after Ivan Kozhedub Air Force. Area of interests: navigation systems, protection of radio-electronic means from powerful electromagnetic radiation. E-mail: alexsot@ukr.net



Petrov Konstantin Doctor of Technical Sciences, Professor Kharkiv National University of Radio Electronics Area of interest: decision-making methods E-mail: kostiantyn.petrov@nure.ua



Sergey Udovenko Doctor of Technical Science, Professor, Head of Department Simon Kuznets Kharkiv National University of Economics. Area of interest: intelligent systems digital data processing E-mail: serhiy.udovenko@hneu.net



Gnusov Yuri, PhD, Kharkiv National University of Internal Affairs. Area of interest: cybersecurity E-mail: gyvduke@gmail.com



Radchenko Valerii, PhD in physics and mathematics, Kharkiv National University of Internal Affairs. Area of interest: modeling of radio engineering systems. E-mail: valeryradchenko2007@gmail.com



Kaliakin Serhii, Kharkiv National University of Internal Affairs. Area of interest: cybersecurity, artificial intelligence. E-mail: svk221075@gmail.com



Kateryna Gromliuk, PhD student, Military Institute of Telecommunications and Informatization named after Geroev Krut. Area of interest: management of complex information and communication systems. E-mail: zinchenko7kate@gmail.com



Kyrychenko Oleksandr, PhD, National Academy of the National Guard of Ukraine. Area of interest: special purpose systems. E-mail: Kirikalexio@ukr.net