ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПЕРЕХОДНЫХ И УСТАНОВИВШИХСЯ ПРОЦЕССОВ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ С ПЕРЕМЕННЫМИ ПАРАМЕТРАМИ

Римский В.К., Берзан В.П., Пацюк В.И.
Институт энергетики Академии наук Молдовы
www.ie.asm.md

Аннотация. Изложены аналитические и численные подходы к анализу переходных и установившихся процессов в электрических цепях с распределенными и сосредоточенными параметрами. Исследовано влияние потерь на динамику мгновенных значений напряжений и токов в разомкнутых и короткозамкнутых линиях полуволновой и четвертьволновой длины.
Ключевые слова: телеграфные уравнения, полуволновые и четвертьволновые линии.

Modelarea numerică a proceselor tranzitorii şi staționare în circuitele electrice cu parametri variabili
Rimschi V.X., Berzan V.P., Pațiuc V.I.
Rezumat. Sunt prezentate procedee analitice şi de calcul numeric pentru analiza proceselor tranzitorii şi staționare în circuitele cu parametrii distribuiți şi concentrați. S-a cercetat în regimurile de mers în gol şi de scurtcircuit influența pierderilor de energie în liniile lungi asupra dinamicii evoluției valorilor instantanee ale tensiunilor şi curenților în liniile electrice a căror lungimi constituie o pătrime şi o doime din lungimea undii electromagnetice.
Cuvinte-cheie: ecuațiile telegrafiştilor, linie cu lungimea de o pătrime şi o doime de undă.

Numerical modelling of the transitive and established processes in electric circuits with variable parameters
Rimsky V.X., Berzan V.P., Patsiuk V.I.
Abstract. Analytical and numerical approaches to the analysis of the transitive and established processes in electric circuits with the distributed and concentrated parameters are stated. Influence of losses on dynamics of instant values of voltage and currents in a mode of idling is investigated and at short circuit of lines of half-wave and quarter wave length.
Key words: cable equations, half-wave and quarter wave-lines.

Введение

Современные требования к точности теоретических расчетов возросли на порядки. Инженерная точность в 5…10% считается неудовлетворительной, а традиционные ссылки на неизбежные погрешности при задании исходных данных давно несостоятельны. Если, к примеру, необходимо определить потери мощности до сотых долей процента (в денежном эквиваленте это могут быть сотни тысяч евро), то мгновенные значения напряжений и токов следует вычислять с точностью до 4…6 значащих цифр. В странах с развитой рыночной экономикой заказчиками научно-исследовательских работ часто выступают инвестиционные фонды, страховые компании, специализированные в области энергетического аудита частные фирмы, которым зачастую требуются и тысячные, и десятитысячные доли процента. Как правило, при выполнении таких заказов приходиться использовать различные физико-математические модели и проводить по ним многочисленные вычислительные эксперименты при самой широкой вариации первичных параметров с целью уточнения последних на основе имеющихся опытных данных.

К настоящему времени решено и доведено до числа не так уж много нестационарных задач для электрических цепей с распределенными и сосредоточенными параметрами. На протяжении многих лет рассматривались, в основном, однородные идеальные линии постоянного напряжения, причем исследовалась лишь начальная стадия волнового движения без учета многократного

отражения электромагнитных волн от источника и приемника [1– 4]. Для линий с потерями удалось найти лишь две задачи, решенные в динамической постановке [2,3].

Поскольку любому установившемуся режиму всегда предшествует нестационарный волновой процесс, то и их расчет следует проводить по единообразным формулам в той же последовательности, какая имеет место в реальности. Метод характеристик, который известен более 250 лет, и разностная схема **«Альбатрос»,** которая разработана, строго обоснована и успешно апробирована в Институте Энергетики АНМ на протяжение последнего десятилетия, позволяют легко и просто решать телеграфные уравнения для неоднородных линий и сетей с произвольными потерями, точками ветвления, несколькими генераторными и нагрузочными узлами и другими усложняющими факторами. В этой связи вызывает удивление часто встречающиеся в учебниках и методических пособиях по ТОЭ утверждения относительно большой сложности решения этих линейных одномерных уравнений гиперболического типа.

В методе характеристик необходимо априори выделять и отслеживать конфигурацию волновых фронтов (сильных разрывов), которые значительно усложняются с течением времени, поэтому он используется, в основном, для тестовых расчетов идеальных и неискажающих линий с целью контроля качества численных решений. Метод конечных разностей **«Альбатрос»** обладает однородной структурой и осуществляет сквозной счет разрывных решений, где фронты волн и другие скачки выделяются автоматически и представляются в виде мест больших градиентов волнового поля. Именно это неоспоримое преимущество в сочетании с практически абсолютной точностью позволяет осуществить расчет переходных и установившихся процессов по единообразным формулам типа предиктор–корректор с учетом различного рода неоднородностей без излишней физической и геометрической идеализации исследуемых электрических систем и устройств [5–7].

Благодаря консервативности, нулевой разностной диссипации и минимальной дисперсии численной схемы ошибка вычислений по ней не накапливается, что позволяет рассчитывать нестационарные процессы на больших интервалах времени, соответствующих 300…500 пробегов электромагнитной волны по длине линии вплоть до получения установившегося режима. При этом, как параметры нагрузок могут внезапно меняться, моделируя, к примеру, аварийные ситуации типа КЗ или разрыва линии. В этом легко может убедиться любой желающий, воспользовавшись приведенной в [7] ЭВМ–программой в системе MATLAB.

1. Постановка задачи

Двухпроводные и коаксиальные линии является наиболее широко используемыми на практике продольно-регулярными направляющими структурами, в которых энергия распространяется в виде поперечных электромагнитных волн (Т-волны). Как известно, поле Т- волны в поперечном сечении совпадает со стационарным полем в той же структуре, а токи в проводниках протекают только в продольном направлении (токи проводимости). Поэтому можно рассматривать традиционные в электротехнике величины (напряжение между проводниками u и силу тока в проводнике i) и проводить анализ “волн” напряжений и токов в линии на основе телеграфных уравнений [1–7]:

$$L\frac{\partial i}{\partial t}+\frac{\partial u}{\partial x}+Ri=0;\;\; C\frac{\partial u}{\partial t}+\frac{\partial i}{\partial x}+Gu=0\,, \qquad (1.1)$$

где L, C, R, G – погонные индуктивности, емкости, активные сопротивления и проводимости изоляции.

Рассмотрим мгновенное включение на переменное напряжение незаряженной линии ($u = i = 0$ при $t = 0$), нагруженной на сосредоточенное сопротивление R_S :

$$u = U_0(t) \text{ при } x = 0,\ t > 0;\ u = R_s i \text{ при } x = l,\ t > 0. \quad (1.2)$$

Очевидно, что при $R_S = 0$ получаем режим короткого замыкания: $u = 0$, а условие $R_S = \infty$ соответствует холостому ходу линии: $i = 0$ (нагрузка отключена). Подобные вырожденные нагрузки (ХХ или КЗ) на практике встречаются сравнительно редко, однако их изучение представляет несомненный интерес как исходная ступень при переходе к реальным (невырожденным) нагрузочным режимам.

При решении начально-краевых задач математической физики целесообразно использовать безразмерные (нормированные) величины, переход к которым осуществляется по формулам:

$$u = \frac{u^\circ}{U^\circ};\quad i = \frac{i^\circ Z_B^\circ}{U^\circ};\quad t = \frac{t^\circ}{\Delta^\circ};\quad x = \frac{x^\circ}{\lambda^\circ};\quad R = \frac{R^\circ \lambda^\circ}{Z_B^\circ};\ R_S = \frac{R_S^\circ}{Z_B^\circ};$$

$$G = G^\circ \lambda^\circ Z_B^\circ;\qquad Z_B^\circ = \sqrt{L^\circ / C^\circ};\qquad a^\circ = 1/\sqrt{L^\circ C^\circ}\ ,$$

где U – некоторое номинальное напряжение; Z_B – волновое сопротивление идеальной линии; $\lambda = a/f$ – длина волны на частоте источника электропитания цепи; Δ – время пробега волны по длине линии, равной λ: $\Delta = \lambda/a$; a – скорость распространения электромагнитных возмущений вдоль линии; значок градуса присутствует у размерных величин.

2. Методы характеристик и конечных разностей для расчета переходных и установившихся процессов в электрических цепях

Система уравнений (1.1) относится к гиперболическому типу с конечной скоростью распространения электромагнитных колебаний ($a = const$). Представим общее решение в виде затухающих бегущих волн произвольной формы и любой степени локализации:

$$i = e^{-\gamma t} v(x \pm at);\quad u = \pm\, Z_B\, e^{-\gamma t} v(x \pm at), \quad (2.1)$$

если для параметров линии выполняется условие пропорциональности (неискажения) волн: $R = \gamma L$, $G = \gamma C$.

Из (2.1) следует, что римановы инварианты исходной гиперболической системы уравнений (1.1) сохраняют постоянные значения вдоль прямых $dx/dt = \pm a$, называемых характеристиками:

$$I^{\pm} \equiv e^{\gamma t}(i \pm u / Z_B) = const.$$

Заметим, что линейные (даламберовские) солитоны, распространяясь в прямом и обратном направлениях, пронизывают друг друга не взаимодействуя, так что любой их набор удовлетворяет исходным уравнениям. Пользуясь этими соотношениями легко построить точное решение для произвольной точки x и момента времени $t > 0$.

На рис. 2.1 показаны расчетные области и конфигурация волновых фронтов на плоскости переменных xt. Исходя из нулевых начальных данных $t = 0$, напряжения и токи в области I также являются нулевыми, поскольку электромагнитное возмущение, распространяясь от точки $x = 0$ с постоянной скоростью по проводнику, в котором отсутствуют электрические заряды, достигает противоположного конца линии $x = l$ за время $\Delta = l/a$. Используя соотношения на характеристиках с отрицательным наклоном

$$I^- \equiv e^{\gamma t}(i_2 - u_2/Z_B) = i_1 - u_1/Z_B = 0 \quad \text{при} \quad dx/dt = -a$$

и граничное условие (1.2) в точке $x = 0$: $u_2 = U_0(t)$ находим

$$i_2 = U_0/Z_B \quad \text{при} \quad 0 < t \le 2\Delta .$$

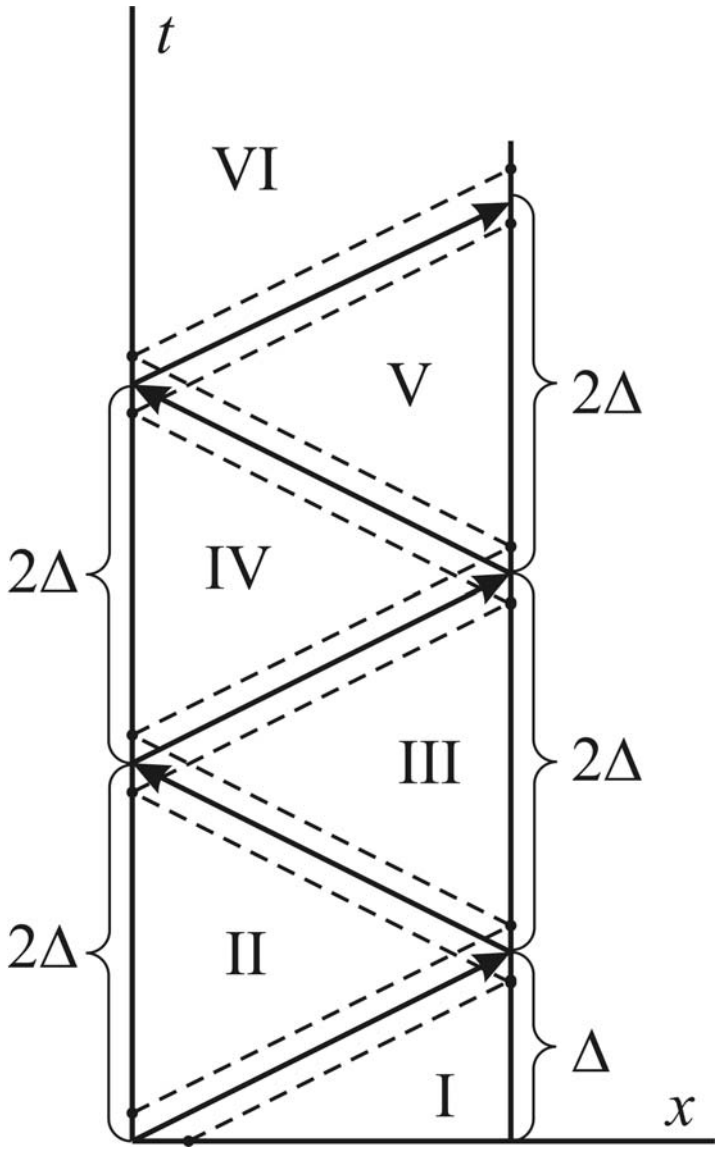


Рис. 2.1. Расчетные области и конфигурации волновых фронтов для однородной линии с RLC – цепочкой на приемном конце.

Особо отметим, что ток в начале линии на начальном этапе, равном времени двойного пробега волны по длине линии, не зависит от значения диссипативного множителя $\gamma > 0$. Иными словами, решение для идеальной линии совпадает с таковым для неискажающей линии на интервале: $x = 0,\ 0 < t \le 2\Delta$.

Используя теперь соотношения на характеристиках с положительным наклоном

$$I^{+} \equiv e^{\gamma t}(i_3 + u_3/Z_B) = e^{\gamma(t-\Delta)}\left[i_2(t-\Delta) + u_2(t-\Delta)/Z_B\right]$$

при $dx/dt = a$

и граничное условие (1.2) в точке $x = l$:

$$u_3 = R_S i_3$$

определяем ток как

$$i_3 = \frac{Z_B}{Z_B + R_S} e^{-\gamma\Delta}\left[i_2(t-\Delta) + u_2(t-\Delta)/Z_B\right]$$

при $\Delta < t \le 3\Delta$.

Из соотношений вдоль $dx/dt = -a$

$$I^{-} \equiv e^{\gamma t}(i_4 - u_4/Z_B) = e^{\gamma(t-\Delta)}\left[i_3(t-\Delta) - u_3(t-\Delta)/Z_B\right]$$

и граничного условия на входе линии находим

$$i_4 = U_0(t)/Z_B + e^{-\gamma\Delta}\left[i_3(t-\Delta) - u_3(t-\Delta)/Z_B\right]$$

при $2\Delta < t \le 4\Delta$.

Повторяя эту несложную вычислительную процедуру (алгоритм) требуемое число раз можно получить решение для любого момента времени $t > 0$. Расчеты следует проводить вплоть до стадии установления переходного процесса, а полученные установившиеся решения всегда надо перепроверять по методу комплексных амплитуд в тех случаях, когда его применение правомерно.

Если условие пропорциональности не выполняется ($CR \ne LG$), то фазовая скорость гармонической волны уже зависит от ее частоты и решение нельзя выписать в виде неискажающих волн. Из-за дисперсии отдельные гармоники смещаются относительно друг друга, вследствие чего деформируется профиль первоначального возмущения. В этой связи была предложена и строго обоснована разностная схема сеточно-характеристического типа, которая не только повторяет результаты метода характеристик и комплексных амплитуд, но и позволяет рассчитывать переходные и установившиеся процессы в линиях с произвольными потерями при граничных и начальных условиях общего вида.

Численная схема строится на дискретном множестве точек с целыми и полуцелыми индексами:

$$(L+\tau\alpha)_{n-1/2}\frac{i^{n-1/2}-i_{n-1/2}}{\tau}+\frac{u^n-u^{n-1}}{h_{n-1/2}}+(Ri)_{n-1/2}=0;$$

$$(C+\tau\beta)_{n-1/2}\frac{u^{n-1/2}-u_{n-1/2}}{\tau}+\frac{i^n-i^{n-1}}{h_{n-1/2}}+(Gu)_{n-1/2}=0, \qquad (2.2)$$

где

$$i^n=\frac{u_{n-1/2}-u_{n+1/2}+(iZ_B)_{n-1/2}+(iZ_B)_{n+1/2}}{Z_{B\,n-1/2}+Z_{B\,n+1/2}};$$

$$u^n=\frac{i_{n-1/2}-i_{n+1/2}+(u/Z_B)_{n-1/2}+(u/Z_B)_{n+1/2}}{1/Z_{B\,n-1/2}+1/Z_{B\,n+1/2}};$$

$$\alpha=\frac{R}{2}+\frac{GL}{C};\quad \beta=\frac{G}{2}+\frac{RC}{L};\quad \tau=h_{n-1/2}/a_{n-1/2}.$$

Весовые множители α,β и шаг по времени τ выбраны таким образом, чтобы обеспечить полное отсутствие разностной диссипации и минимальную дисперсию. В этом легко убедиться, если выписать первое дифференциальное приближение (ПДП) для соотношений в конечных разностях (2.2):

$$(L+\alpha\tau R)i_t+u_{\dot{x}}+Ri-\frac{hLa}{2}i_{\bar{x}x}=0;$$

$$(C+\beta\tau G)u_t+i_{\dot{x}}+Gi-\frac{hCa}{2}u_{\bar{x}x}=0.$$

ПДП для этой схемы записывается в виде

$$(L+\alpha\tau R)\left(\frac{\partial i}{\partial t}+\frac{\tau}{2}\frac{\partial^2 i}{\partial t^2}\right)+\frac{\partial u}{\partial x}+Ri-\frac{hLa}{2}\frac{\partial^2 i}{\partial x^2}=0;$$

$$(C+\beta\tau G)\left(\frac{\partial u}{\partial t}+\frac{\tau}{2}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}\right)+\frac{\partial i}{\partial x}+Gi-\frac{hCa}{2}\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}=0.$$

Исходные телеграфные уравнения для линии с потерями эквивалентны следующим:

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2}=LC\frac{\partial^2 i}{\partial t^2}+(LG+RC)\frac{\partial i}{\partial t}+RGi;$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}=LC\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}+(LG+RC)\frac{\partial u}{\partial t}+RGu.$$

С учетом этих представлений ПДП можно преобразовать к форме:

$$L\frac{\partial i}{\partial t}+\frac{\partial u}{\partial x}+Ri+\alpha\tau R\frac{\partial i}{\partial t}+\frac{L\tau}{2}\frac{\partial^2 i}{\partial t^2}-\frac{Lah}{2}\frac{\partial^2 i}{\partial x^2}=0;$$

$$C\frac{\partial u}{\partial t}+\frac{\partial i}{\partial x}+Gu+\beta\tau G\frac{\partial u}{\partial t}+\frac{C\tau}{2}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}-\frac{Cah}{2}\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}=0.$$

Отсюда видно, что весовые коэффициенты α и β следует подобрать таким образом, чтобы минимизировать (желательно до нуля) дифференциальные добавки к исходным уравнениям:

$$\alpha\tau R\frac{\partial i}{\partial t}+\frac{L\tau}{2}\frac{\partial^2 i}{\partial t^2}-\frac{Lah}{2}\left[LC\frac{\partial^2 i}{\partial t^2}+(LG+RC)\frac{\partial i}{\partial t}+RGi\right]\to 0;$$

$$\beta\tau G\frac{\partial u}{\partial t}+\frac{C\tau}{2}\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}-\frac{Cah}{2}\left[LC\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}+(LG+RC)\frac{\partial u}{\partial t}+RGu\right]\to 0.$$

После приведения подобных членов получим

$$\frac{\partial^2 i}{\partial t^2}\left(\frac{L\tau}{2}-\frac{Lh}{2a}\right)+\frac{\partial i}{\partial t}\left[\alpha\tau R-\frac{Lah}{2}(LG+RC)\right]-\frac{Lah}{2}RGi\to 0;$$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2}\left(\frac{C\tau}{2}-\frac{Ch}{2a}\right)+\frac{\partial u}{\partial t}\left[\beta\tau G-\frac{Cah}{2}(LG+RC)\right]-\frac{Cah}{2}RGu\to 0,$$

откуда легко заметить, что при $\tau=h/a$ и

$$\alpha=\frac{hLa}{2\tau R}(LG+RC)=\frac{La^2}{2R}(LG+RC)=\frac{1}{2}+\frac{LG}{CR};$$

$$\beta=\frac{hCa}{2\tau G}(LG+RC)=\frac{Ca^2}{2G}(LG+RC)=\frac{1}{2}+\frac{CR}{LG}$$

аннулируются коэффициенты при производных по времени, а оставшиеся члены стремятся к нулю с первым порядком при $h\to 0$. Таким образом, предложенная схема с весами минимизирует не только диссипацию, но и разностную дисперсию численного решения. Заметим, что разностные соотношения (2.2) учитывают изменение погонных параметров линии вдоль продольной координаты x и легко обобщаются применительно к многопроводным электрическим цепям с точками ветвления, сосредоточенными элементами и другими усложняющими факторами. Разбиение на элементарные ячейки по пространственной координате x выбирается таким образом, чтобы обязательно выполнялось условие $\tau = h_{n\text{-}1/2}/a_{n\text{-}1/2} = const$ для любого индекса n. Аппроксимация граничных условий типа (1.2) и более общего вида подробно описана в [5–7].

Многочисленные вычислительные эксперименты и сопоставления с эталонными аналитическими решениями показали, что точность численных расчетов составляет не менее трех–четырех значащих цифр даже в окрестности фронтов волн (сильных разрывов). Баланс энергии на разностном уровне соблюдается абсолютно точно независимо от шага сетки. Более полно теоретические аспекты развитого численного метода, связанные с его сходимостью, устойчивостью, априорной и апостериорной точностью изложены в [5–7].

В качестве примеров приведем точные решения для токов в начале линии синусоидального напряжения при ХХ и КЗ.

2.1. Ток на входе полуволновой разомкнутой линии

Идеальная линия $\gamma = 0$:

$$i = \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 0 < t \le 1;$$

$$i = -\sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 1 < t \le 2;$$

$$i = \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 2 < t \le 3,$$

$$\dots \qquad \dots$$

$$i = (-1)^n \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad n < t \le n+1.$$

Неискажающая линия $\gamma > 0$:

$$i = \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 0 < t \le 1;$$

$$i = \sin(2\pi t)(1 - 2e^{-\gamma}) \quad \text{при} \quad 1 < t \le 2;$$

$$i = \sin(2\pi t)(1 - 2e^{-\gamma} + 2e^{-2\gamma}) \quad \text{при} \quad 2 < t \le 3,$$

$$\dots \qquad \dots$$

$$i = \sin(2\pi t)(1 - 2e^{-\gamma} + 2e^{-2\gamma} - \dots + (-1)^n e^{-n\gamma})$$

$$\text{при} \quad n < t \le n+1$$

или

$$i = \sin(2\pi t)\left[1 - 2e^{-\gamma}\,\frac{(1-(-1)^n e^{-n\gamma})}{1+e^{-\gamma}}\right] \text{ при } n < t \le n+1.$$

2.2. Ток на входе четвертьволновой короткозамкнутой линии

Идеальная линия $\gamma = 0$:

$$i = \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 0 < t \le 1/2;$$

$$i = -\sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 1/2 < t \le 1;$$

$$i = \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 1 < t \le 3/2,$$

$$\dots \qquad \dots$$

$$i = (-1)^n \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad n/2 < t \le n/2 + 1/2 .$$

Неискажающая линия $\gamma > 0$:

$$i = \sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad 0 < t \le 1/2;$$

$$i = \sin(2\pi t)(1 - 2e^{-\gamma/2}) \quad \text{при} \quad 1/2 < t \le 1;$$

$$i = \sin(2\pi t)(1 - 2e^{-\gamma/2} + 2e^{-\gamma}) \quad \text{при} \quad 1 < t \le 3/2,$$

$$\ldots \qquad\qquad \ldots$$

$$i = \sin(2\pi t)(1 - 2e^{-\gamma/2} + 2e^{-\gamma} - \ldots + (-1)^n e^{-n\gamma/2})$$

$$\text{при} \quad n/2 < t \le n/2 + 1/2$$

или

$$i = \sin(2\pi t)\left[1 - 2e^{-\gamma/2}\,\frac{(1-(-1)^n e^{-n\gamma/2})}{1+e^{-\gamma/2}}\right] \text{ при } n/2 < t \le n/2 + 1/2 .$$

Из полученных решений легко видеть, что в идеальных линиях синусоидального напряжения ($\gamma = 0$) токи не являются синусоидальными. Они становятся таковыми только при наличии необратимых потерь энергии ($\gamma > 0$), обусловленных эффектом Джоуля – Ленца. Но раз это так, то формулы для входного сопротивления идеальной разомкнутой или короткозамкнутой линии:

$$Z_{BX} = -j\, Z_B \operatorname{ctg}\frac{2\pi}{\lambda} l \quad \text{при} \quad \text{ХХ};$$

$$Z_{BX} = j\, Z_B \operatorname{tg}\frac{2\pi}{\lambda} l \quad \text{при} \quad \text{КЗ}$$

вообще говоря, неверны даже при нулевых значениях входного сопротивления, когда имеет место резонанс напряжений и амплитуда токов в начале линии стремится к бесконечности. Например, на входе короткозамкнутой полуволновой линии ($x = 0$) имеем кусочно-синусоидальный ток с неограниченно увеличивающейся с течением времени амплитудой:

$$i = (2n+1)\sin(2\pi t) \quad \text{при} \quad n < t \le n+1;\ n = 0;1;2;3,\ldots,$$

а в середине линии ($x = 1/4$) получаем отсечку отрицательного полупериода синусоиды, имеющей единичную амплитуду:

$$i = \cos(2\pi t) \quad \text{при} \quad (2n+1)/4 < t \le (2n+3)/2;$$

$$i = 0 \quad \text{при} \quad (2n+3)/4 < t \le (2n+5)/4;\ n = 0;2;4,\ldots$$

Как уже отмечалось, исходя из полученных формул, на начальном интервале, равном времени двойного пробега электромагнитной волны по длине неискажающей линии, ток в источнике напряжения совпадает с таковым для идеальной линии. Здесь имеет место прямая аналогия с динамикой упругопластических тел, проявляющих мгновенную упругость при ударных (импульсных) механических воздействиях.

3. Динамика напряжений и токов в режимах холостого хода и КЗ

Для большей наглядности представим полученные выше решения в графическом виде и сопоставим их с результатами символического метода. На рис. 3.1 изображены временные диаграммы напряжения (*a*) и тока (*b*) в начале и конце линии (кривые 1;2) при l =1/2; R = G = 0; $R_S = \infty$ (ХХ). Динамика изменения тока (кривые 1;2) в четвертьволновой короткозамкнутой линии представлена на рис. 3.2. Прямая линия на рис. 3.2, *b* и последующих иллюстрациях соответствует модулю тока, рассчитанного по методу комплексных амплитуд (кривая 2).

Итак, при включении идеальных разомкнутых или короткозамкнутых линий на синусоидальное напряжение в них формируются квазиустановившиеся динамические волновые поля, параметры которых изменяются во времени по кусочно-синусоидальному закону. Очевидно, что в этом случае классический метод комплексных амплитуд неприменим в принципе. В качестве контраргументов иногда ссылаются на то, что в идеальной электрической цепи с распределенными реактивными параметрами режим не устанавливается, поскольку длительность переходного процесса здесь бесконечно велика. Или приводят и другое соображение: в реальных линиях потери всегда присутствуют и вследствие этого режим всегда устанавливается. Однако это не меняет сути дела. Волновой процесс все-таки следует отслеживать с начального (нулевого) состояния вплоть до его установления и вот почему.

На начальной фазе переходного процесса поведение тока в значительной степени носит вполне отчетливый отпечаток решения для идеальной линии и лишь спустя определенное время изначально несинусоидальный ток начинает изменяться во времени по синусоидальному закону. Сразу обращает на себя внимание непропорциональное увеличение длительности нестационарной фазы волнового процесса с уменьшением потерь в линии. Если таковые снизить с $R = 0.48$ (22 мОм/км) до $R = 0.27$ (12 мОм/км), то время выхода на установившийся режим увеличивается с 0.4 с до 1.2 с в реальном масштабе времени (см. рис. 3.2,*b* и рис. 3.3). Примечательно, что ток на входе идеальной четвертьволновой короткозамкнутой линии является однополярным (см. рис. 3.2, *a*) и требуется не менее 240 пробегов волны по длине линии, чтобы волновой процесс дошел до стадии установления (см. рис. 3.3, *b*).

Вполне очевидным является тот факт, что решение для идеальной линии является неотъемлемой и важной составляющей переходного процесса. Чем меньше величина потерь в линии, - тем дольше эта составляющая оказывает влияние на динамику волновых полей. Пользуясь механической аналогией можно сказать, что любая реальная линия проявляет мгновенную «идеальность». В этом свете расчет идеальных и неискажающих линий по методу характеристик представляется вполне оправданным и целесообразным в качестве начальной ступени изучения переходных процессов в линиях с произвольными потерями. Полученные таким образом точные решения позволяют выявить главные закономерности и особенности волнового движения. Однако их главное предназначение – это использование в качестве тестовых (эталонных) для апробации и обоснования численных и других приближенных методов.

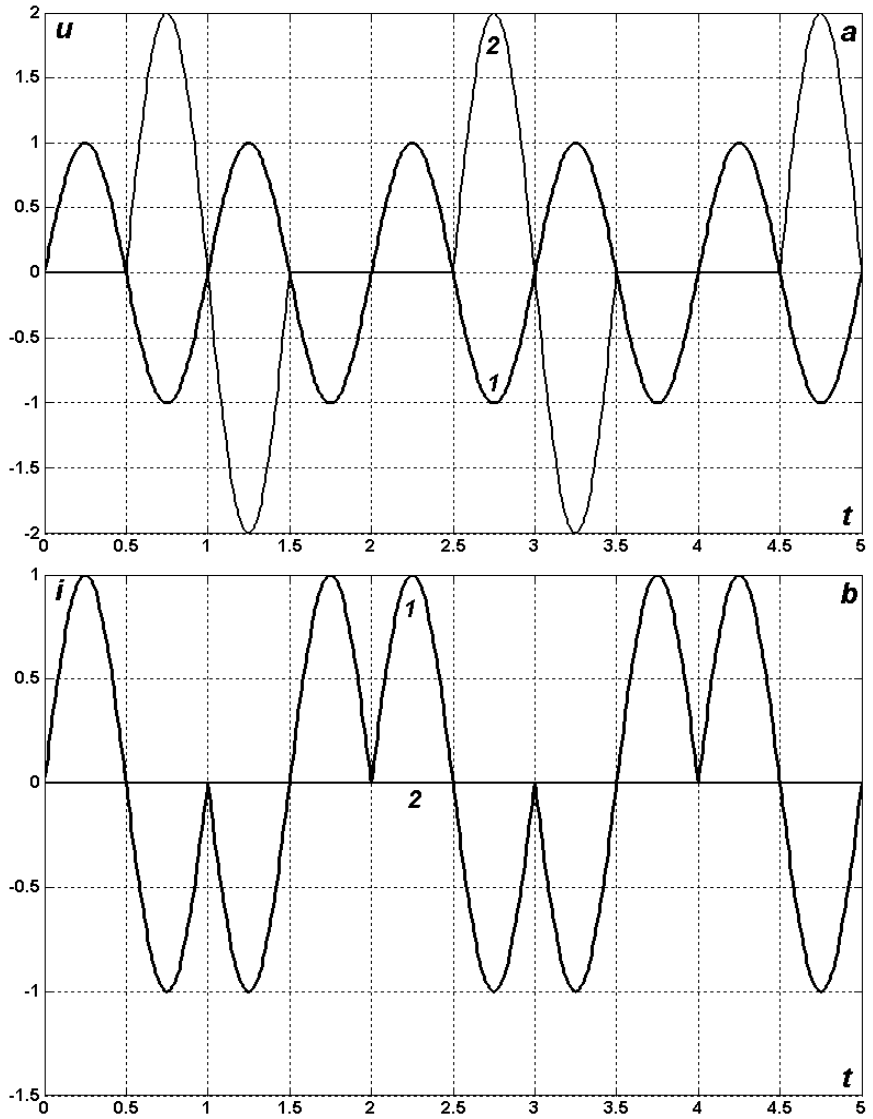
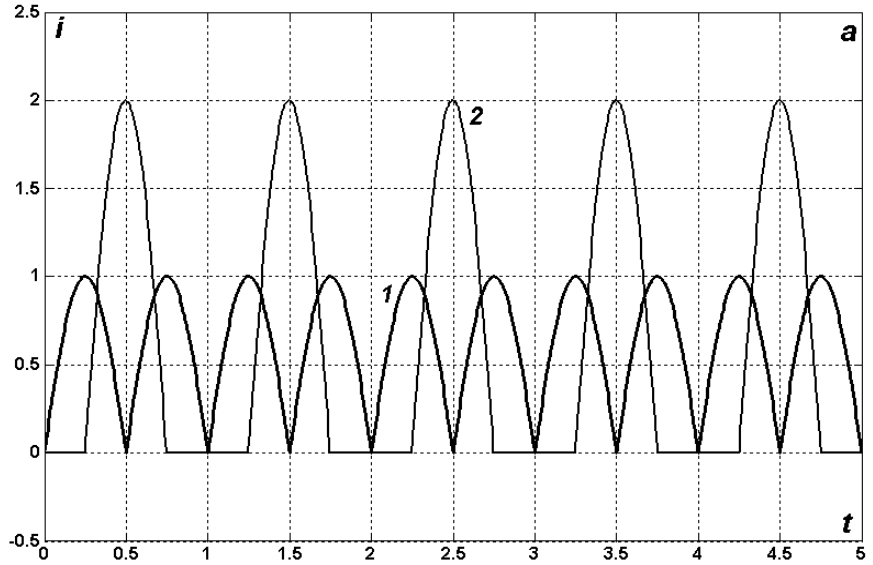


Рис. 3.1. Динамика изменения напряжения (***a***) и тока (***b***) в начале и конце линии (кривые 1;2) при l =1/2; $R = G = 0$; $R_S = \infty$ (XX).



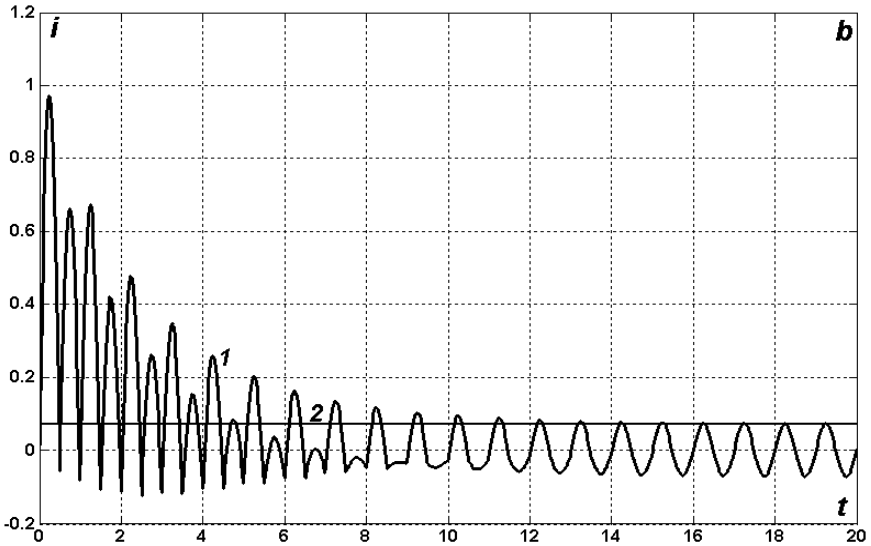


Рис. 3.2. Динамика изменения тока в начале и конце линии (кривые 1;2) при l =1/4; R_S = 0 (КЗ); R = G = 0 (***a***); R = 5G = 0.48 (***b***).

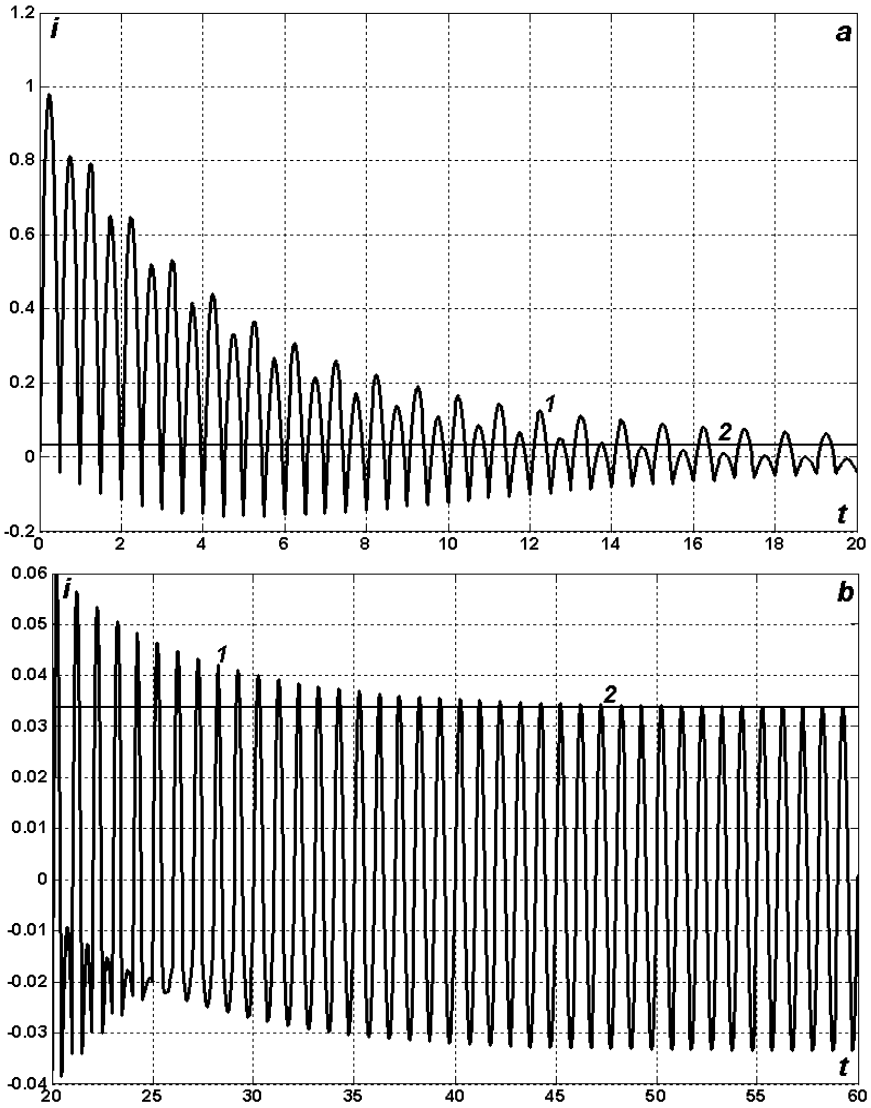


Рис. 3.3. Динамика изменения тока в начале и конце линии (кривые 1;2) при l =1/4; R_S = 0 (КЗ); R = 0.27, G = 0; t < 20 (***a***); t > 20 (***b***).

Заключение

1. Разностная схема сеточно-характеристического типа **«Альбатрос»** не только повторяет результаты метода характеристик и комплексных амплитуд, но и позволяет рассчитывать переходные и установившиеся процессы в линиях с произвольными потерями и другими усложняющими факторами.
2. Современная тенденция к уменьшению погонного активного сопротивления и электрической проводимости изоляции воздушных и кабельных линий электропередачи, а также все более широкое внедрение в инженерную практику сверхпроводников приводит к резкому увеличению длительности переходных процессов как нормальных, так и аварийных. Например, для полуволновых и четвертьволновых линий с параметрами R = 12…22 мОм/км, G = 0…62 нСм/км время установления послеаварийного режима может достигать несколько секунд и это обстоятельство уже нельзя игнорировать как второстепенный фактор, определяющий выбор класса напряжения, использование автоматических защитных и компенсирующих устройств, расчет потерь и т. д.
3. На начальной стадии волнового движения любая линия с потерями проявляет мгновенную «идеальность», поскольку потери энергии, обусловленные эффектом Джоуля – Ленца, проявляются слабо и нестационарные решения сохраняют некоторое время основные черты и особенности решения для идеальных линий. Их расчет дает очень важную предварительную информацию об ударных и установившихся значениях напряжений и токов, поэтому этими результатами нельзя пренебрегать, как это часто бывает, на том основании, что потери в реальных линиях всегда присутствуют.

V.Rimschi. Dr. hab. în tehnică, cercetător ştiinţific principal la Institutul de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiinţifice: diagnoza indistructivă a echipamentului electroenergetic, procese nestaţionare în circuite electrice neomogene, modelarea matematică, transportul energiei electrice la distanţe mari, fizica matematică, mecanica şi electrotehnica teoretică. Autor a peste 200 lucrări ştiinţifice, inclusiv 15 monografii.

V.Berzan. Dr. hab. în tehnică, director adjunct pe probleme de ştiinţă a Institutului de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiinţifice: diagnoza indistructivă a echipamentului electroenergetic, procese nestaţionare în circuite electrice neomogene, modelarea matematică, transportul energiei electrice la distanţe mari, surse regenerabile de energie. Autor a peste 160 lucrări ştiinţifice, inclusiv monografii 10.

V.Ppaţiuc. D.ş.f.-m. conferenţiar universitar la Universitatea de Stat a Moldovei, cercetător ştiinţific la Institutul de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiinţifice: metode numerice de calcul, fizica matematică, mecanica şi electrotehnica teoretică. Autor a peste 80 lucrări ştiinţifice, inclusiv 8 monografii.

Литература

1. ***Круг К.*****А.** Основы электротехники. – Л.: ОНТИ, 1936. –888с.
2. ***Круг К.*****А**. Переходные процессы в линейных электрических цепях.
– М. –Л.: ГЭИ, 1948. –344с.
3. ***Хаяси С.*** Волны в линиях электропередачи. – М. –Л.: ГЭИ, 1960. –343с.
4. ***Dragan G., Golovanov N., Mazzeti C. şi al***. Tehnica tensiunilor înalte. Vol. II. – Bucureşti: Editura AGIR, 2001. –732p.
5. ***Римский В.К., Берзан В.П., Тыршу М.С.*** Волновые явления в неоднородных линиях. Т.1. Теория распространения волн потенциала и тока. Под ред. Римского В.К. – Кишинев: Типография АНМ, 1997. – 298с.
6. ***Римский В.К., Берзан В.П., Пацюк В.И. и др.*** Как увеличить передаваемую мощность в десятки раз. – Кишинев: Типография АНМ, 2007. – 178с.

7. ***Римский В.К., Берзан В.П., Пацюк В.И. и др.*** Волновые явления в неоднородных линиях. Т.4. Параметрические цепи. – Кишинев: Типография АНМ, 2008. – 552с.

ВЛИЯНИЕ РАСПРЕДЕЛЕННЫХ И СОСРЕДОТОЧЕННЫХ ПАРАМЕТРОВ НА РЕЖИМЫ ЛИНИЙ ПЕРЕМЕННОГО НАПРЯЖЕНИЯ

Пацюк В.И.
Институт энергетики АНМ, Государственный университет Молдовы
patsiuk@usm.md

Аннотация. На основании уравнений установившегося режима получены точные формулы для расчета генерируемой и передаваемой мощности в неоднородной электрической цепи с распределенными и сосредоточенными параметрами. Исследовано влияние характера распределения потерь и реактивных параметров вдоль линии на перетоки мощности в нагруженной и ненагруженной электропередаче переменного напряжения.
Ключевые слова: телеграфные уравнения, распределенные и сосредоточенные параметры, генерируемая и передаваемая мощность.

INFLUENȚA PARAMETRILOR DISTRIBUIȚI ŞI CONCENTRAȚI ASUPRA REGIMURILOR LINIILOR DE TENSIUNE ALTERNATIVĂ

Pațiuc V.I.

Rezumat. În baza ecuațiilor pentru regimurile staționare s-au obținut expresii precise pentru calcularea puterii generate şi a puterii transmise prin linia neomogenă cu parametrii distribuiți şi concentrați. Sunt prezentate rezultatele cercetărilor privind influența caracterului repartiției pierderilor şi a parametrilor reactivi de-a lungul liniei asupra fluxurilor de putere în linia sub sarcină şi în linia de curent alternativ în regim de mers în gol.
Cuvinte-cheie: ecuațiile telegrafiştilor, parametri distribuiți şi concentrați, puterea generată şi puterea tranzitată.

INFLUENCE OF THE DISTRIBUTED AND CONCENTRATED PARAMETERS ON REGIMES OF LINES OF THE ALTERNATIVE VOLTAGE

Patsiuk V.I.

Abstract. On the basis of the equations of the established mode exact formulas for calculation of generated and transmitted capacity in a non-uniform electric circuit with the distributed and concentrated parameters are received. Influence of character of distribution of losses and jet parameters along a line on overflows of capacity in the loaded and non-loaded electricity transmission of a alternative voltage is investigated.
Key words: cable equation, distributed and concentrated parameters, generated and transmitted capacity.

Введение

Электрические цепи с распределенными и локально сосредоточенными параметрами явились предметом исследования многих авторов [1–4]. Однако до настоящего времени отсутствуют четкие количественные критерии относительно возможной замены распределенных участков линии переменного напряжения их эквивалентными аналогами в виде сосредоточенных элементов. Впервые такая задача была рассмотрена в [5] для линии с распределенными и сосредоточенными потерями.

1. Уравнения установившегося режима для неоднородной линии

Рассмотрим длинную линию, замкнутую на сопротивление R_S и состоящую из трех участков длиной l_1, l_2, l_3 с параметрами: $l_1 = l_3$, $l_1 + l_2 + l_3 = l$, $L_i = C_i = 1$, $R_i = G_i = 0$, i=1,3 (рис. 1.1). Длину второго участка будем уменьшать до нуля ($l_2 \longrightarrow 0$) с целью определения того значения l_2 с какого этот участок может быть заменен сосредоточенными элементами, включенными в середину линии по Т-схеме (рис. 1.2).

Поскольку рассматривается установившийся режим в электрической цепи синусоидального напряжения, то воспользуемся методом комплексных амплитуд.

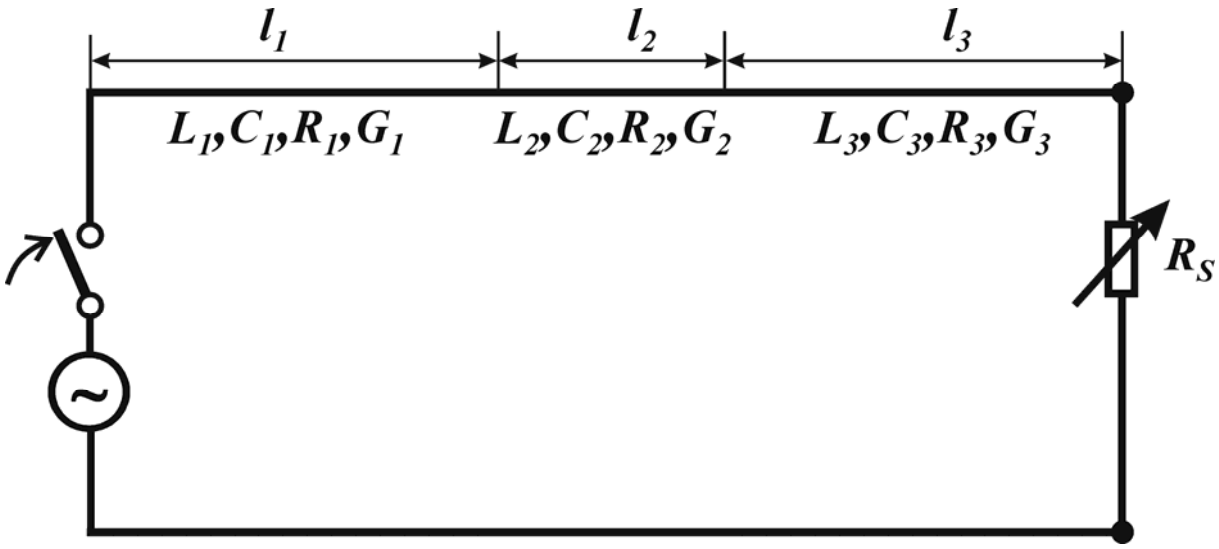


Рис 1.1. Линия переменного напряжения, состоящая из трех неоднородных участков.

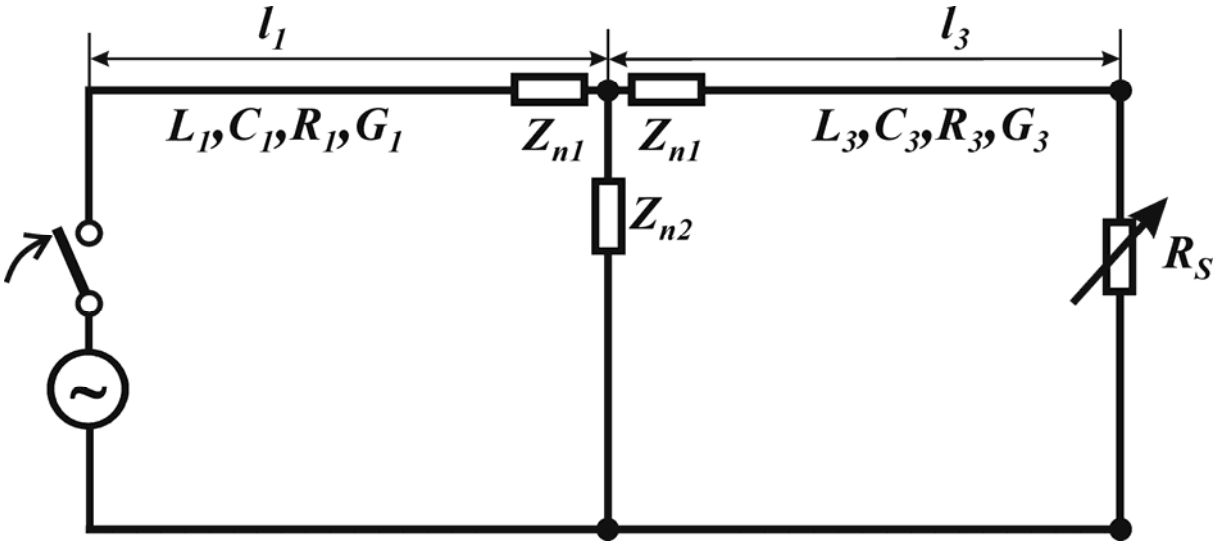


Рис 1.2. Однородная линия переменного напряжения с включенными последовательно и параллельно в ее середину сосредоточенными элементами.

Обозначим комплексные амплитуды напряжений и токов на входе-выходе электрической цепи U_0, I_0, U_3, I_3, а в точках сопряжения разнородных участков линии $U_i(x_i - 0) = U_i(x_i + 0) = U_i$, $I_i(x_i - 0) = I_i(x_i + 0) = I_i$, $i = 1,2$, $x_1 = l_1$, $x_2 = l_1 + l_2$ что означает непрерывность искомых функций.

В случае однородной линии $L_i = L$, $C_i = C$, $R_i = R$, $G_i = G$, $i = 1,2,3$ в соответствии с символическим методом решение задачи на отрезке $x \in [0, l]$ в установившемся режиме имеет вид

$$U_0 = Z_{BX} I_0, U_3 = Z_H I_3, Z_H = R_S, \tag{1.1}$$

$$I_3 = -\frac{U_0}{Z_C}\mathrm{sh}(\gamma l) + I_0\mathrm{ch}(\gamma l) = \frac{I_0}{Z_C}\left(Z_C\mathrm{ch}(\gamma l) - Z_{BX}\mathrm{sh}(\gamma l)\right) =$$

$$= \frac{I_0 Z_C}{Z_H\mathrm{sh}(\gamma l) + Z_C\mathrm{ch}(\gamma l)} = \frac{U_0}{Z_H\mathrm{ch}(\gamma l) + Z_C\mathrm{sh}(\gamma l)}, \tag{1.2}$$

$$Z_{BX} = Z_C\frac{Z_H\mathrm{ch}(\gamma l) + Z_C\mathrm{sh}(\gamma l)}{Z_H\mathrm{sh}(\gamma l) + Z_C\mathrm{ch}(\gamma l)}, \tag{1.3}$$

$$Z_C = \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}}, \gamma = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)}, \tag{1.4}$$

где Z_{BX}, Z_C – входное и волновое сопротивление линии, γ – постоянная распространения, Z_H – сопротивление нагрузки, $\omega = 2\pi f$, f – частота генератора.

Для неоднородной линии, состоящей из трех участков, введем понятия входного сопротивления Z_{BX1} для части линии $x \in [l_1, l]$ и Z_{BX2} для $x \in [l_1 + l_2, l]$ и будем считать, что комплексы напряжения и тока в точках $x_1 = l_1$ и $x_2 = l_1 + l_2$ связаны соотношениями $U_1 = Z_{BX1}I_1, U_2 = Z_{BX2}I_2$. Тогда, используя формулы (1.1) для каждого из трех неоднородных участков линии, получаем решение

$$U_0 = Z_{BX}I_0, U_1 = Z_{BX1}I_1, U_2 = Z_{BX2}I_2, U_3 = Z_H I_3, \tag{1.5}$$

$$Z_{BX} = Z_{C1}\frac{Z_{BX1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1)}{Z_{BX1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1)}, \; Z_{BX1} = Z_{C2}\frac{Z_{BX2}\mathrm{ch}(\gamma_2 l_2) + Z_{C2}\mathrm{sh}(\gamma_2 l_2)}{Z_{BX2}\mathrm{sh}(\gamma_2 l_2) + Z_{C2}\mathrm{ch}(\gamma_2 l_2)},$$

$$Z_{BX2} = Z_{C3}\frac{Z_H\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3)}{Z_H\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3)}. \tag{1.6}$$

Используя формулы (1.2) получаем рекуррентные выражения для токов

$$I_3 = \frac{I_2 Z_{C3}}{Z_H\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3)}, \; I_2 = \frac{I_1 Z_{C2}}{Z_{BX2}\mathrm{sh}(\gamma_2 l_2) + Z_{C2}\mathrm{ch}(\gamma_2 l_2)},$$

$$I_1 = \frac{I_0 Z_{C1}}{Z_{BX1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1)} = \frac{U_0}{Z_{BX1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1)}. \tag{1.7}$$

Объединяя формулы (1.7), получим выражения тока I_3 на приемном конце линии $x = l$ через амплитуду известного входного напряжения U_0

$$I_3 = U_0 Z_{C2} Z_{C3}\left[\left(Z_{BX1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1)\right)\left(Z_{BX2}\mathrm{sh}(\gamma_2 l_2) + Z_{C2}\mathrm{ch}(\gamma_2 l_2)\right)\times\right.$$

$$\left.\times\left(Z_H\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3)\right)\right]^{-1}. \tag{1.8}$$

Активные мощности генератора P_0 и нагрузки P_1 вычисляются по формулам

$$P_0 = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_0^* I_0\right) = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_0 I_0^*\right) = \frac{U_0^2}{2}\mathrm{Re}\left(\frac{1}{Z_{BX}}\right),$$

$$P_1 = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_3^* I_3\right) = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_3 I_3^*\right) = \frac{|I_3|^2\,\mathrm{Re}(Z_H)}{2} = \frac{R_S|I_3|^2}{2}. \qquad (1.9)$$

Для однородной линии, изображенной на рис 1.2, сохраним обозначение комплексной амплитуды напряжений и токов на входе-выходе электрической цепи U_0, I_0, U_3, I_3, а в середине линии $x_1 = l_1$ в точке включения сосредоточенных элементов обозначим токи и напряжения слева и справа от точки $x_1 = l_1$: $U(x_1 - 0) = U_1$, $U(x_1 + 0) = U_2$ $I(x_1 - 0) = I_1$, $I(x_1 + 0) = I_2$.

В общем случае, когда комплексные сопротивления отличны от нуля: $Z_{n1} \neq 0$ и $Z_{n2} \neq 0$, условия сопряжения в точке $x_1 = l_1$ имеют вид

$$U_1 = \left(1 + \frac{Z_{n1}}{Z_{n2}}\right)U_2 + Z_{n1}\left(2 + \frac{Z_{n1}}{Z_{n2}}\right)I_2,$$

$$I_1 = \frac{1}{Z_{n2}}U_2 + \left(1 + \frac{Z_{n1}}{Z_{n2}}\right)I_2. \qquad (1.10)$$

Для решения этой задачи с условиями (1.10) можно использовать формулы (1.5)-(1.9) со следующими изменениями

$$l_1 = l_3 = l/2,\ l_2 = 0,\ Z_{C1} = Z_{C3},\ \gamma_1 = \gamma_3, \qquad (1.10)$$

$$U_0 = Z_{BX} I_0,\ U_1 = Z_{BX1} I_1,\ U_2 = Z_{BX2} I_2,\ U_3 = Z_H I_3, \qquad (1.11)$$

$$Z_{BX} = Z_{C1}\frac{Z_{BX1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1)}{Z_{BX1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1)},$$

$$Z_{BX1} = \frac{Z_{BX2} + 2Z_{n1} + Z_{n1}(Z_{n1} + Z_{BX2})/Z_{n2}}{1 + (Z_{n1} + Z_{BX2})/Z_{n2}},$$

$$Z_{BX2} = Z_{C3}\frac{Z_H\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3)}{Z_H\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3)}, \qquad (1.12)$$

$$I_3 = \frac{I_2 Z_{C3}}{Z_H\mathrm{sh}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3)},\ I_2 = \frac{I_1}{1 + \dfrac{Z_{n1} + Z_{BX2}}{Z_{n2}}},\ U_2 = \frac{U_1}{1 + \dfrac{Z_{n1}}{Z_{BX2}}\left(2 + \dfrac{Z_{n1} + Z_{BX2}}{Z_{n2}}\right)},$$

$$I_1 = \frac{I_0 Z_{C1}}{Z_{BX1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1)} = \frac{U_0}{Z_{BX1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1)}, \tag{1.13}$$

$$I_3 = U_0 Z_{C3}\left[\left(Z_{BX1}\mathrm{ch}(\gamma_1 l_1) + Z_{C1}\mathrm{sh}(\gamma_1 l_1)\right)\left(Z_H \mathrm{sh}(\gamma_3 l_3) + Z_{C3}\mathrm{ch}(\gamma_3 l_3)\right)\left(1 + (Z_{n1} + Z_{BX2})/Z_{n2}\right)\right]^{-1},$$

$$P_0 = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_0^* I_0\right) = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_0 I_0^*\right) = \frac{U_0^2}{2}\mathrm{Re}\left(\frac{1}{Z_{BX}}\right),$$

$$P_1 = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_3^* I_3\right) = \frac{1}{2}\mathrm{Re}\left(U_3 I_3^*\right) = \frac{|I_3|^2\,\mathrm{Re}(Z_H)}{2} = \frac{R_S |I_3|^2}{2}. \tag{1.14}$$

Значения сосредоточенных сопротивлений Z_{n1} и Z_{n2} определяются однозначно из сравнения формул для Z_{BX1} из (1.12) и (1.6). При $l_2 \to 0$

$$Z_{n2} = \lim_{l_2 \to 0} \frac{Z_{C2}}{\mathrm{sh}(\gamma_2 l_2)} \text{ и } Z_{n1} = \lim_{l_2 \to 0} Z_{C2}\,\mathrm{th}\frac{\gamma_2 l_2}{2}. \tag{1.15}$$

Полученные формулы (1.5)–(1.15) позволяют провести параметрический анализ влияния длины отрезка l_2 и потерь в нем на распределение напряжений и токов вдоль всей линии.

2. Результаты численных экспериментов

Рассмотрим случай замены участка линии сосредоточенным активным сопротивлением, включенным последовательно в середину линии. Для этого проведем серию расчетов с параметрами $L_2 = C_2 = 1$, $R_2 = 1/l_2$, $G_2 = 0$. Результаты для мощности генератора и нагрузки при $R_S = 1$, $R_S = 0$ и $R_S = \infty$ представлены в таблицах 2.1–2.4. Последний столбец соответствует однородной идеальной линии ($l_2 = 0$) с двумя включенными последовательно в середину линии активными сопротивлениями $R_{n1} = 0.5$.

Таблица 2.1. Зависимость мощности нагрузки P_1 от перераспределения активных потерь в линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.3150	0.4336	0.4815	0.4952	0.4988	0.4997	0.4999	0.5000	0.5000
1/4	0.1882	0.1944	0.1973	0.1987	0.1993	0.1997	0.1998	0.1999	0.2000
1/8	0.1393	0.1397	0.1400	0.1402	0.1403	0.1404	0.1404	0.1404	0.1404
1/16	0.1285	0.1285	0.1286	0.1286	0.1286	0.1287	0.1287	0.1287	0.1287
1/32	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259
1/64	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252

Таблица 2.2. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения активных потерь в линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.7449	0.9168	0.9775	0.9943	0.9986	0.9996	0.9999	1.0000	1.0000
1/4	0.3979	0.3947	0.3961	0.3977	0.3988	0.3994	0.3997	0.3998	0.4000
1/8	0.2828	0.2804	0.2803	0.2805	0.2806	0.2807	0.2808	0.2808	0.2808
1/16	0.2579	0.2573	0.2572	0.2573	0.2573	0.2573	0.2573	0.2573	0.2573
1/32	0.2520	0.2518	0.2518	0.2518	0.2518	0.2518	0.2518	0.2518	0.2518
1/64	0.2505	0.2504	0.2504	0.2504	0.2504	0.2505	0.2505	0.2505	0.2505

Таблица 2.3. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения активных потерь в линии при $R_S = 0$ (КЗ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	2.8500	10.149	39.332	156.05	622.94	2490.5	9960.7	39841	∞
1/4	0.1868	0.1913	0.1952	0.1975	0.1987	0.1994	0.1997	0.1998	0.2000
1/8	0.3287	0.3371	0.3420	0.3446	0.3460	0.3467	0.3470	0.3472	0.3474
1/16	0.4403	0.4441	0.4463	0.4475	0.4481	0.4484	0.4486	0.4487	0.4488
1/32	0.4835	0.4846	0.4853	0.4856	0.4858	0.4859	0.4859	0.4860	0.4860
1/64	0.4957	0.4961	0.4962	0.4963	0.4964	0.4964	0.4964	0.4964	0.4964

Таблица 2.4. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения активных потерь в линии при $R_S = \infty$ (ХХ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.3754	0.4619	0.4899	0.4974	0.4994	0.4998	0.5000	0.5000	0.5000
1/4	1.0051	1.0022	1.0007	1.0002	1.0001	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
1/8	0.1299	0.1219	0.1191	0.1180	0.1176	0.1174	0.1173	0.1172	0.1172
1/16	0.0233	0.0219	0.0215	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214	0.0214
1/32	0.0054	0.0051	0.0050	0.0050	0.0049	0.0049	0.0049	0.0049	0.0049
1/64	0.0013	0.0012	0.0012	0.0012	0.0012	0.0012	0.0012	0.0012	0.0012

На рис. 2.1 представлены графики зависимости мощности нагрузки P_1 от параметра $z = (R_S - 1)/(R_S + 1)$ для линии длиной $l = 1/2$ (*a*) и $l = 1/4$ (*b*) при уменьшающихся значениях l_2 для второго участка с параметрами $L_2 = C_2 = 1$, $R_2 = 1/l_2$, $G_2 = 0$.

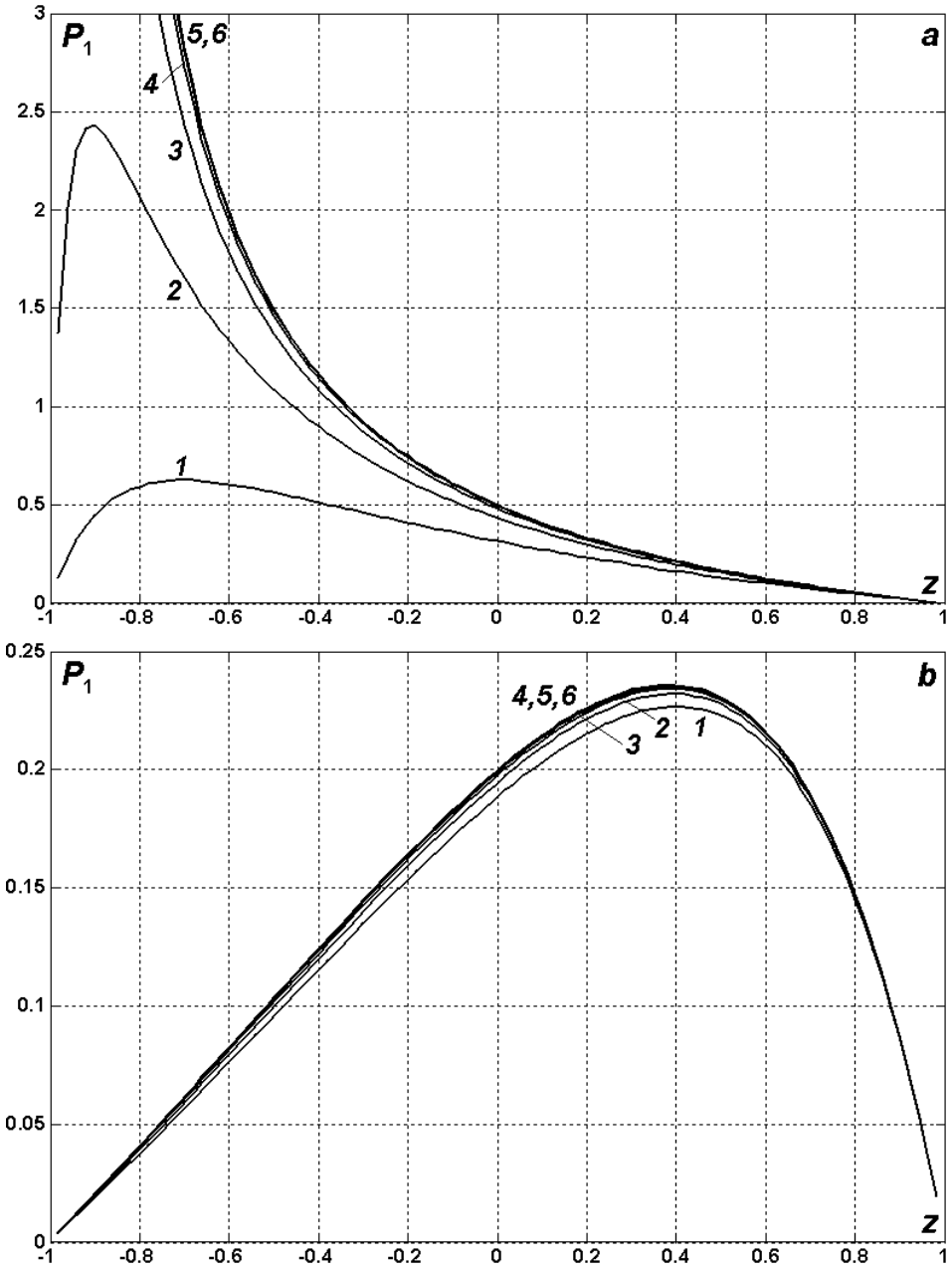


Рис 2.1. Зависимость мощности нагрузки от параметра z для линии длиной l = 1/2 (***a***) и l = 1/4 (***b***) при различных значениях $l_2 = l/2$ (кривая 1), $l/4$ (2) , $l/8$ (3) , $l/16$ (4) , $l/32$ (5) , $l/64$ (6).

Рассмотрим случай замены участка линии сосредоточенным активным сопротивлением, включенным параллельно в середину линии. Для этого проведем серию расчетов с параметрами $L_2 = C_2 = 1$, $R_2 = 0$, $G_2 = 1/l_2$. Результаты для мощности генератора и нагрузки представлены в таблицах 2.5–2.8. Последний столбец соответствует однородной идеальной линии (l_2 = 0) с включенным параллельно в середину линии активным сопротивлением $R_{n2} = 1$.

Таблица 2.5. Зависимость мощности нагрузки P_1 от перераспределения потерь в изоляции линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.1402	0.1285	0.1258	0.1252	0.1251	0.1250	0.1250	0.1250	0.1250
1/4	0.2093	0.2049	0.2025	0.2013	0.2006	0.2003	0.2002	0.2001	0.2000
1/8	0.3517	0.3513	0.3498	0.3487	0.3481	0.3477	0.3476	0.3475	0.3474
1/16	0.4502	0.4504	0.4498	0.4493	0.4491	0.4489	0.4488	0.4488	0.4488
1/32	0.4864	0.4865	0.4863	0.4862	0.4861	0.4860	0.4860	0.4860	0.4860
1/64	0.4965	0.4965	0.4965	0.4965	0.4964	0.4964	0.4964	0.4964	0.4964

Таблица 2.6. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения потерь в изоляции линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.3315	0.2716	0.2555	0.2514	0.2503	0.2501	0.2500	0.2500	0.2500
1/4	0.4426	0.4160	0.4066	0.4030	0.4014	0.4007	0.4003	0.4002	0.4000
1/8	0.7141	0.7052	0.7002	0.6975	0.6961	0.6955	0.6951	0.6949	0.6948
1/16	0.9038	0.9016	0.8998	0.8987	0.8981	0.8978	0.8977	0.8976	0.8975
1/32	0.9737	0.9732	0.9727	0.9723	0.9722	0.9721	0.9720	0.9720	0.9720
1/64	0.9933	0.9931	0.9930	0.9929	0.9929	0.9929	0.9928	0.9928	0.9928

Таблица 2.7. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения потерь в изоляции линии при $R_S = 0$ (КЗ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.6360	0.5329	0.5082	0.5020	0.5005	0.5001	0.5000	0.5000	0.5000
1/4	0.2240	0.2116	0.2056	0.2027	0.2013	0.2007	0.2003	0.2002	0.2000
1/8	0.1527	0.1444	0.1419	0.1410	0.1407	0.1405	0.1405	0.1405	0.1404
1/16	0.1395	0.1316	0.1295	0.1289	0.1288	0.1287	0.1287	0.1287	0.1287
1/32	0.1364	0.1286	0.1266	0.1261	0.1260	0.1259	0.1259	0.1259	0.1259
1/64	0.1357	0.1278	0.1259	0.1254	0.1253	0.1252	0.1252	0.1252	0.1252

Таблица 2.8. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения потерь в изоляции линии при $R_S = \infty$ (ХХ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.0864	0.0245	0.0063	0.0016	0.0004	0.0001	0.0000	0.0000	0.0000
1/4	1.0239	1.0048	1.0010	1.0002	1.0001	1.0000	1.0000	1.0000	1.0000
1/8	0.7081	0.6983	0.6912	0.6872	0.6850	0.6840	0.6834	0.6831	0.6828
1/16	0.5447	0.5432	0.5419	0.5412	0.5407	0.5405	0.5404	0.5404	0.5403
1/32	0.5107	0.5104	0.5101	0.5099	0.5098	0.5098	0.5098	0.5098	0.5097
1/64	0.5027	0.5026	0.5025	0.5025	0.5024	0.5024	0.5024	0.5024	0.5024

Рассмотрим случай замены участка линии сосредоточенными активными сопротивлениями, включенными последовательно и параллельно в середину линии. Для этого проведем серию расчетов с параметрами $L_2 = C_2 = 1$, $R_2 = 1/l_2$, $G_2 = 0.2/l_2$. Результаты для мощности генератора и нагрузки представлены в таблицах 2.9–2.12. Последний столбец соответствует однородной идеальной линии ($l_2 = 0$) с включенными в середину линии двумя сопротивлениями последовательно с $R_{n1} = 0.4918$ и параллельно с $R_{n2} = 4.8379$, которые определяются из формул (1.15).

Таблица 2.9. Зависимость мощности нагрузки P_1 от перераспределения активных потерь и потерь в изоляции линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.2187	0.2680	0.2856	0.2904	0.2916	0.2920	0.2920	0.2921	0.2921
1/4	0.1499	0.1547	0.1571	0.1583	0.1589	0.1592	0.1593	0.1594	0.1594
1/8	0.1194	0.1199	0.1203	0.1205	0.1206	0.1206	0.1207	0.1207	0.1207
1/16	0.1120	0.1121	0.1122	0.1123	0.1123	0.1123	0.1123	0.1123	0.1123
1/32	0.1103	0.1103	0.1103	0.1103	0.1103	0.1103	0.1103	0.1103	0.1103
1/64	0.1098	0.1098	0.1098	0.1098	0.1098	0.1098	0.1098	0.1098	0.1098

Таблица 2.10. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения активных потерь и потерь в изоляции линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.6668	0.7701	0.8038	0.8129	0.8152	0.8158	0.8160	0.8160	0.8160
1/4	0.4308	0.4354	0.4397	0.4424	0.4439	0.4447	0.4451	0.4453	0.4455
1/8	0.3360	0.3356	0.3361	0.3366	0.3369	0.3370	0.3371	0.3372	0.3372
1/16	0.3137	0.3135	0.3136	0.3137	0.3138	0.3138	0.3138	0.3138	0.3138
1/32	0.3082	0.3081	0.3082	0.3082	0.3082	0.3082	0.3082	0.3082	0.3082
1/64	0.3068	0.3068	0.3068	0.3068	0.3068	0.3068	0.3068	0.3068	0.3068

Таблица 2.11. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения активных потерь и потерь в изоляции линии при $R_S = 0$ (КЗ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	1.5624	2.2283	2.5368	2.6311	2.6561	2.6624	2.6640	2.6644	2.6645
1/4	0.2346	0.2393	0.2427	0.2446	0.2457	0.2462	0.2465	0.2466	0.2467
1/8	0.3620	0.3689	0.3729	0.3750	0.3761	0.3766	0.3769	0.3770	0.3772
1/16	0.4728	0.4759	0.4777	0.4787	0.4792	0.4794	0.4796	0.4796	0.4797
1/32	0.5162	0.5171	0.5177	0.5180	0.5181	0.5182	0.5182	0.5183	0.5183
1/64	0.5286	0.5289	0.5290	0.5291	0.5291	0.5291	0.5291	0.5291	0.5291

Таблица 2.12. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения активных потерь и потерь в изоляции линии ($Z_{n2} = 5.329$) при $R_S = \infty$ (ХХ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.3794	0.4424	0.4621	0.4674	0.4687	0.4690	0.4691	0.4691	0.4691
1/4	0.8694	0.8766	0.8817	0.8848	0.8864	0.8873	0.8877	0.8879	0.8882
1/8	0.2323	0.2280	0.2267	0.2263	0.2261	0.2260	0.2260	0.2260	0.2260
1/16	0.1212	0.1204	0.1202	0.1201	0.1201	0.1201	0.1201	0.1201	0.1201
1/32	0.1003	0.1001	0.1000	0.1000	0.1000	0.1000	0.1000	0.1000	0.1000
1/64	0.0954	0.0954	0.0954	0.0954	0.0954	0.0954	0.0954	0.0954	0.0954

Рассмотрим теперь случай, когда на втором участке линии длиной l_2 изменяются погонные значения индуктивности и емкости по закону $L_2 = 1/l_2$, $C_2 = 2/l_2$ при $R_2 = G_2 = 0$. Так как в этом случае на всех трех участках линии отсутствуют потери, то значения мощности генератора и нагрузки совпадают. Поэтому представим результаты для линии с потерями: $R_k = 0.48$, $G_k = R_k/5$, $k = 1,3$. Результаты для мощности генератора и нагрузки представлены в таблицах 2.13–2.16. Последний столбец соответствует однородной линии ($l_2 = 0$) с включенными в середину линии двумя комплексными сопротивлениями последовательно с $Z_{n1} = 0 + j2.5599$ и параллельно с $Z_{n2} = 0 - j1.3776$.

Таблица 2.13. Зависимость мощности нагрузки P_1 от перераспределения погонной индуктивности и емкости линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.3113	0.2969	0.3054	0.3124	0.3165	0.3187	0.3198	0.3204	0.3210
1/4	0.3922	0.3410	0.3238	0.3170	0.3140	0.3126	0.3119	0.3116	0.3113
1/8	0.4703	0.4277	0.4091	0.4004	0.3963	0.3942	0.3932	0.3927	0.3922
1/16	0.5201	0.4943	0.4821	0.4762	0.4732	0.4718	0.4710	0.4707	0.4703

1/32	0.5473	0.5335	0.5267	0.5234	0.5217	0.5209	0.5205	0.5203	0.5201
1/64	0.5615	0.5544	0.5508	0.5491	0.5482	0.5478	0.5475	0.5474	0.5473

Таблица 2.14. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения погонной индуктивности и емкости линии при $R_S = 1$.

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.3586	0.3651	0.3884	0.4043	0.4133	0.4180	0.4204	0.4216	0.4228
1/4	0.4227	0.3802	0.3671	0.3623	0.3603	0.3594	0.3590	0.3588	0.3586
1/8	0.4888	0.4527	0.4369	0.4296	0.4261	0.4244	0.4235	0.4231	0.4227
1/16	0.5303	0.5089	0.4987	0.4937	0.4912	0.4900	0.4894	0.4891	0.4888
1/32	0.5527	0.5414	0.5358	0.5331	0.5317	0.5310	0.5307	0.5305	0.5303
1/64	0.5642	0.5585	0.5556	0.5542	0.5534	0.5531	0.5529	0.5528	0.5527

Таблица 2.15. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения погонной индуктивности и емкости линии при $R_S = 0$ (КЗ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.0487	0.0411	0.0562	0.0759	0.0922	0.1029	0.1091	0.1125	0.1160
1/4	0.1861	0.0750	0.0583	0.0529	0.0506	0.0496	0.0491	0.0489	0.0487
1/8	15.9717	0.5190	0.2820	0.2252	0.2040	0.1947	0.1903	0.1882	0.1861
1/16	0.2054	1.2602	5.2906	12.8126	16.7920	17.0891	16.6839	16.3613	15.9717
1/32	0.0449	0.0976	0.1412	0.1701	0.1868	0.1958	0.2005	0.2029	0.2054
1/64	0.0164	0.0286	0.0362	0.0404	0.0426	0.0437	0.0443	0.0446	0.0449

Таблица 2.16. Зависимость мощности генератора P_0 от перераспределения погонной индуктивности и емкости линии при $R_S = \infty$ (ХХ).

l \ l_2	$l/2$	$l/4$	$l/8$	$l/16$	$l/32$	$l/64$	$l/128$	$l/256$	$l_2 = 0$
1/2	0.0652	0.8034	0.1799	0.1274	0.1126	0.1070	0.1045	0.1033	0.1022
1/4	0.0071	0.0160	0.0297	0.0430	0.0526	0.0584	0.0617	0.0634	0.0652
1/8	0.0045	0.0056	0.0062	0.0066	0.0069	0.0070	0.0070	0.0071	0.0071
1/16	0.0030	0.0039	0.0042	0.0044	0.0044	0.0045	0.0045	0.0045	0.0045
1/32	0.0018	0.0025	0.0028	0.0029	0.0030	0.0030	0.0030	0.0030	0.0030
1/64	0.0010	0.0014	0.0016	0.0017	0.0018	0.0018	0.0018	0.0018	0.0018

В отличие от линии постоянного напряжения (тока), где мощность источника P_0 в установившемся режиме не зависит от параметра l_2, при переменном напряжении такая зависимость обнаруживает себя вполне отчетливо. Лишь когда протяженность участка с распределенными потерями уменьшается как минимум до 10% от общей длины линии, то можно говорить об его эквивалентной замене сосредоточенным элементом. К тому же надо иметь в виду, что средняя мощность генератора является интегральной характеристикой наименее чувствительной к вариации параметров линии. Для мгновенных значений напряжений и токов, например, в нагрузке такое совпадение наблюдается при значениях l_2 не более 1%. Эти примеры уже показывает, что замена цепи переменного напряжения (тока) с распределенными параметрами эквивалентной цепью с сосредоточенными элементами допустима лишь для грубых прикидочных расчетов.

Аналогичные вычислительные эксперименты для проводимости изоляции, определяемой параметром *G*, обнаруживают еще большие несоответствия в результатах при уменьшении отрезка l_2. Даже для коротких линий с длиной порядка λ/32 длина l_2 не должна превышать 3% от общей длины, чтобы иметь веские основания для замены участка с распределенными параметрами сосредоточенным элементом.

Реактивные параметры линии оказываются еще чувствительнее к характеру их распределения вдоль линии. Чтобы обеспечить точность расчета мощности до двух значащих цифр длина участка l_2 должна составлять не более 1% от длины всей линии (см. таблицы 2.9–2.16). В последующих публикациях будет показано, что при решении нестационарных задач, моделирующих включении неоднородных линий на постоянное или переменное напряжение, замена сосредоточенными элементами отдельных участков линии с распределенными параметрами вообще недопустима.

Заключение

1. Получены точные формулы и представлены результаты расчетов по ним установившихся процессов передачи мощности в кусочно-однородной нагруженной и ненагруженной электропередаче переменного напряжения.
2. Законы постоянного тока нельзя автоматически применять для цепей переменного тока с распределенными параметрами, оперируя только действующими значениями токов и напряжений. Довольно распространенное мнение о том, что волновыми свойствами коротких линий можно пренебречь является ошибочным и его необходимо пересмотреть в свете представленных результатов.

Литература

1. ***Круг К.А.*** Основы электротехники. – Л.: ОНТИ, 1936. –888с.
2. ***Круг К.А***. Переходные процессы в линейных электрических цепях. – М. –Л.: ГЭИ, 1948. –344с.
3. ***Хаяси С.*** Волны в линиях электропередачи. – М. –Л.: ГЭИ, 1960. –343с.
4. ***Dragan G., Golovanov N., Mazzeti C. şi al.*** Tehnica tensiunilor înalte. Vol. II. – Bucureşti: Editura AGIR, 2001. –732p.
5. ***Римский В.К., Берзан В.П., Пацюк В.И. и др.*** Волновые явления в неоднородных линиях. Т.4. Параметрические цепи. – Кишинев: Типография АНМ, 2008. – 552с.
6.

Informație despre autor.

V.Ppațiuc. D.ş.f.-m. conferențiar universitar la Universitatea de Stat a Moldovei, cercetător ştiințific la Institutul de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiințifice: metode numerice de calcul, fizica matematică, mecanica şi electrotehnica teoretică. Autor a peste 80 lucrări ştiințifice, inclusiv 8 monografii**.**

КАК НАСТРОИТЬ ЧЕТВЕРТЬВОЛНОВУЮ ЛИНИЮ НА ПОЛУВОЛНОВОЙ РЕЖИМ РАБОТЫ

Пацюк В.И.
Институт энергетики АНМ, Государственный университет Молдовы
patsiuk@usm.md

Аннотация. На основании уравнений установившегося режима получены замкнутые формулы для распределения напряжений, токов и активной мощности вдоль неоднородной линии с сосредоточенными элементами. Рассматривается включение дросселей и конденсаторных батарей в четвертьволновую линию с целью придания ей свойств полуволновой.
Ключевые слова: телеграфные уравнения, полуволновые и четвертьволновые линии.

CUM DE AJUSTAT LINIA CU LUNGIMEA UNEI PĂTRIMI DE UNDĂ LA REGIMUL LINIEI CU LUNGIMEA DE SEMIUNDĂ

Pațiuc V.I.

Rezumat. În baza ecuațiilor pentru regimul staționar s-au obținut expresiile analitice precise pentru repartițiile tensiunilor, curenților şi puterii active pe parcursul liniei neomogenece are conectate circuite cu parametri concentrați. S-au examinat conexiunile reactoarelor, bateriilor de condensatoare la linia cu lungimea de ¼ din lungimea undei electromagnetice la frecvența industrială cu scopul de asigurare a proprietăților liniei cu lungimea de semiundă.
Cuvinte-cheie: Ecuațiile telegrafiştilor, linia cu lungime semiundei şi a unei pătrimi de undă

HOW TO ADJUST THE QUARTER WAVE LINE ON THE HALF-WAVE OPERATING MODE

Patsiuk V.I.

Abstract. On the basis of the equations of the established mode the closed formulas for distribution of voltage, currents and active capacity along a non-uniform line with the concentrated elements are received. Inclusion of throttles and condenser batteries in a quarter wave line is examined with the purpose of giving to it of properties half-wave.
Key words: the cable equations, half-wave and quarter wave lines.

Введение

Для компенсации реактивной мощности, потребляемой нагрузками (асинхронными двигателями, электролизными установками и др.) и элементами электрической системы, применяют поперечно включаемые батареи электрических конденсаторов, синхронные компенсаторы и синхронные двигатели, работающие в режиме перевозбуждения. Эти компенсирующие устройства (КУ) предназначены для обеспечения реактивной мощностью потребителей электроэнергии при желаемых значениях напряжений, а также для уменьшения потерь активной мощности в элементах электрической сети.

Управляемые КУ (регулируемые батареи конденсаторов, синхронные компенсаторы и двигатели с автоматическим регулированием возбуждения) используются также в качестве устройств автоматического регулирования напряжения в электрической системе. Мощность и местоположение КУ определяются технико-экономическими показателями, получаемыми из расчёта.

Компенсация реактивной мощности в настоящее время является немаловажным фактором, позволяющим решить вопрос энергосбережения на малых, средних и крупных предприятиях. По оценкам отечественных и ведущих зарубежных специалистов, доля энергоресурсов, и в частности электроэнергии занимает величину порядка 30-40% в стоимости продукции. Это достаточно веский аргумент, чтобы руководителю со всей серьезностью подойти к анализу и аудиту энергопотребления и выработке методики компенсации реактивной мощности.

Большинство потребителей электроэнергии представляют собой электрические машины (трансформаторы, оборудование для дуговой сварки), в которых переменный магнитный поток связан с обмотками. Вследствие этого в обмотках при протекании переменного тока индуктируются реактивные э.д.с., обуславливающие сдвиг по фазе (φ) между напряжением и током. Этот сдвиг по фазе обычно увеличивается, а cosφ уменьшается при малой нагрузке. Например, если cosφ двигателей переменного тока при полной нагрузке составляет 0,75-0,80, то при малой нагрузке он уменьшится до 0,20-0,40. Малонагруженные трансформаторы также имеют низкий cosφ. Поэтому, если не применять компенсацию реактивной мощности, то результирующий cosφ энергетической системы будет низок и ток нагрузки станет увеличиваться при одной и той же потребляемой из сети активной мощности. Соответственно при компенсации реактивной мощности (применении автоматических конденсаторных установок КРМ) потребляемый из сети ток снижается в зависимости от cosφ на 30-50%, соответственно уменьшается нагрев проводящих проводов и старение изоляции.

Считается, что путем компенсации параметров линии любой длины ей можно придать свойства, характерные для полуволновой линии. Другими словами, любую линию можно настроить на полуволновую длину. Идея настройки известна давно, однако практического применения она пока не получила. Исследованиями показано, что применение настроенных электропередач целесообразно при длинах линий 1500 – 3500 км. Настройка на полуволну линии осуществляется настраивающими устройствами (НУ). Схемы настройки выбирают так, чтобы обеспечить минимальный расход НУ при заданной пропускной способности [1– 4].

Однако помимо общих соображений в учебниках и специальной литературе отсутствует строгое теоретическое обоснование и всесторонний количественный анализ процессов компенсации реактивной мощности. В этой связи рассмотрим задачу придания четвертьволновой линии свойств полуволновой за счет включения в линию сосредоточенных элементов (дросселей, реакторов, конденсаторных батарей).

1. Уравнения установившегося режима

Пусть однородная линия длиной $l = \lambda / 4$ замкнута на сосредоточенное сопротивление R_S и состоит из N участков длиной l_k, $k = 1, \ldots, N$; $l = \sum_{k=1}^{N} l_k$. На стыке этих участков включены параллельно и последовательно сосредоточенные элементы с комплексными сопротивлениями Z_{n1} и Z_{n2} как это показано на рис. 1.1. Известно [5], что выражение для мощности нагрузки на приемном конце идеальной полуволновой линии имеет вид $P_1 = 0.5U_0^2 / R_S$, т.е. она обратно пропорциональна величине сопротивления нагрузки, что означает увеличение потребляемой мощности при параллельном подключении потребителей. В то же время для четвертьволновой линии имеем противоположную картину: $P_1 = 0.5R_S U_0^2$, т.е. мощность прямо пропорциональна величине сопротивления нагрузки. В этом случае отбор мощности в этой точке следует осуществлять посредством последовательного подключения потребителей, что неосуществимо на практике.

Рассмотрим задачу включения в четвертьволновую линию сосредоточенных элементов с целью изменения характера зависимости передаваемой мощности в нагрузку от параметра R_S. Поскольку рассматривается установившийся режим в электрической цепи синусоидального напряжения с амплитудой U_0, то воспользуемся символическим методом [6].

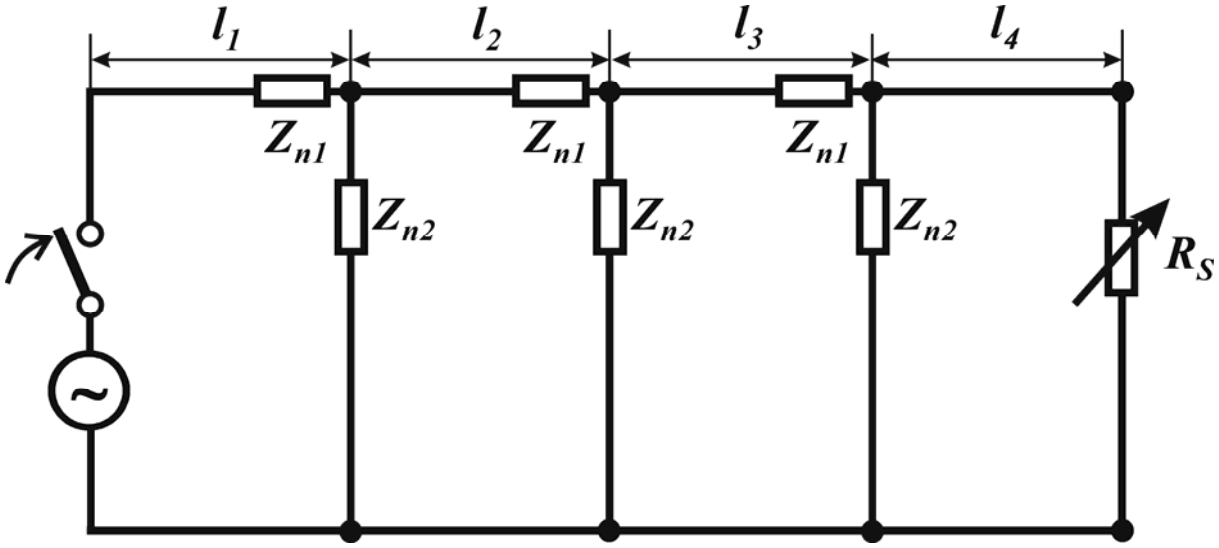


Рис 1.1. Однородная линия переменного напряжения с включенными последовательно и параллельно на одинаковом расстоянии друг от друга сосредоточенными элементами.

Обозначим комплексные амплитуды напряжений и токов на входе-выходе электрической цепи U_0, I_0, U_{N+1}, I_{N+1}, а в точках включения сосредоточенных элементов:

$$U_k(x_k - 0) = U_k^{(1)},\ U_k(x_k + 0) = U_k^{(2)},\ I_k(x_k - 0) = I_k^{(1)},\ I_k(x_k + 0) = I_k^{(2)},\ k = \overline{1, N},$$

$$x_k = \sum_{i=1}^{k} l_i,\ x_1 = l_1,\ x_2 = l_1 + l_2, \ldots$$

В случае однородной линии с параметрами *L*, *C*, *R*, *G* без включенных сосредоточенных элементов решение задачи на отрезке $x \in [0, l]$ имеет вид

$$U_0 = Z_{BX} I_0, U_{N+1} = Z_H I_{N+1}, Z_H = R_S, \tag{1.1}$$

$$I_{N+1} = -\frac{U_0}{Z_C}\mathrm{sh}(\gamma l) + I_0 \mathrm{ch}(\gamma l) = \frac{I_0}{Z_C}\left(Z_C \mathrm{ch}(\gamma l) - Z_{BX}\mathrm{sh}(\gamma l)\right) =$$

$$= \frac{I_0 Z_C}{Z_H \mathrm{sh}(\gamma l) + Z_C \mathrm{ch}(\gamma l)} = \frac{U_0}{Z_H \mathrm{ch}(\gamma l) + Z_C \mathrm{sh}(\gamma l)}, \tag{1.2}$$

$$Z_{BX} = Z_C \frac{Z_H \mathrm{ch}(\gamma l) + Z_C \mathrm{sh}(\gamma l)}{Z_H \mathrm{sh}(\gamma l) + Z_C \mathrm{ch}(\gamma l)}, \tag{1.3}$$

$$Z_C = \sqrt{\frac{R + j\omega L}{G + j\omega C}}, \gamma = \sqrt{(R + j\omega L)(G + j\omega C)}, \tag{1.4}$$

где Z_{BX}, Z_C – входное и волновое сопротивление линии, γ – постоянная распространения, Z_H – сопротивление нагрузки, $\omega = 2\pi f$, f – частота питающего генератора.

Решение для линии с N включенными сосредоточенными элементами получим следующим образом. Будем считать, что все последовательно включенные комплексные сопротивления имеют одинаковую величину Z_{n1}, а параллельные – Z_{n2}. Тогда условия сопряжения в точках x_k имеют вид

$$U_k^{(1)} - U_k^{(2)} = Z_{n1} I_k^{(1)}, \quad U_k^{(2)} = Z_{n2}\left(I_k^{(1)} - I_k^{(2)}\right), k = 1,...N . \tag{1.5}$$

Для решения задачи с условиями сопряжения (1.5) введем понятия входного сопротивления $Z_{BX}^{(k)}$ для частей линии $x \in [x_k, l], k = \overline{1,N}$. Тогда комплексы напряжений и токов в точках $x = x_k + 0$ будут связаны соотношениями

$$U_k^{(2)} = Z_{BX}^{(k)} I_k^{(2)}, \tag{1.6}$$

$$Z_{BX}^{(k)} = Z_C \frac{Z_n^{(k+1)} \mathrm{ch}(\gamma l_{k+1}) + Z_C \mathrm{sh}(\gamma l_{k+1})}{Z_n^{(k+1)} \mathrm{sh}(\gamma l_{k+1}) + Z_C \mathrm{ch}(\gamma l_{k+1})}, k = \overline{1,N}; Z_n^{(N+1)} = Z_H . \tag{1.7}$$

В точках $x = x_k - 0$ из (1.5) будем иметь

$$U_k^{(1)} = Z_n^{(k)} I_k^{(1)}, \tag{1.8}$$

$$Z_n^{(k)} = Z_{n1}^{(k)} + \left(\frac{1}{Z_{BX}^{(k)}} + \frac{1}{Z_{n2}^{(k)}} \right)^{-1}, \quad k = \overline{1,N} . \tag{1.9}$$

Значения токов и напряжений слева и справа от точек x_k и на концах линии связаны рекуррентными соотношениями

$$U_k^{(2)} = \left(1 - \frac{Z_{n1}^{(k)}}{Z_n^{(k)}}\right) U_k^{(1)}, \; I_k^{(1)} = \left(1 + \frac{Z_{BX}^{(k)}}{Z_{n2}^{(k)}}\right) I_k^{(2)}, \quad k = \overline{1,N}, \tag{1.10}$$

$$I_1^{(1)} = \frac{I_0 Z_C}{Z_C \mathrm{ch}(\gamma l_1) + Z_n^{(1)} \mathrm{sh}(\gamma l_1)} = \frac{U_0}{Z_C \mathrm{sh}(\gamma l_1) + Z_n^{(1)} \mathrm{ch}(\gamma l_1)}, \tag{1.11}$$

$$I_{N+1} = \frac{I_N^{(2)} Z_C}{Z_C \mathrm{ch}(\gamma l_{N+1}) + Z_H \mathrm{sh}(\gamma l_{N+1})} . \tag{1.12}$$

Объединяя формулы (1.10)-(1.12), получим выражение тока на выходе линии через начальное напряжение

$$I_{N+1} = \frac{I_0 Z_C^{N+1}}{\left[Z_C \mathrm{ch}(\gamma l_{N+1}) + Z_H \mathrm{sh}(\gamma l_{N+1})\right] \prod_{k=1}^{N} \left[\left(1 + \frac{Z_{BX}^{(k)}}{Z_{n2}^{(k)}} \right) \left(Z_C \mathrm{ch}(\gamma l_k) + Z_n^{(k)} \mathrm{sh}(\gamma l_k) \right) \right]}, \tag{1.13}$$

$$I_0 = \frac{U_0}{Z_{BX}}, \quad Z_{BX} = Z_C \frac{Z_n^{(1)} \mathrm{ch}(\gamma l_1) + Z_C \mathrm{sh}(\gamma l_1)}{Z_n^{(1)} \mathrm{sh}(\gamma l_1) + Z_C \mathrm{ch}(\gamma l_1)}. \tag{1.14}$$

Мощности генератора и нагрузки вычисляются по формулам

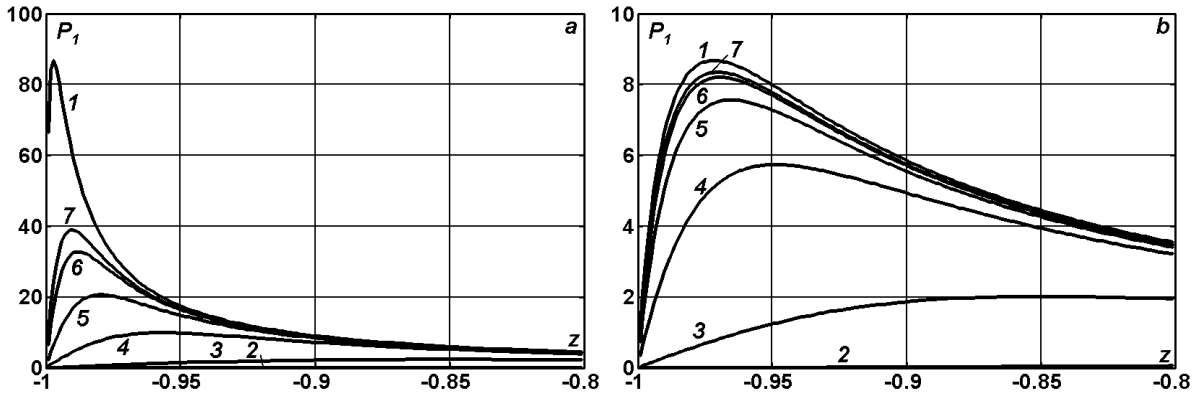
$$P_0 = \frac{1}{2} \mathrm{Re}\left(U_0^* I_0\right) = \frac{1}{2} \mathrm{Re}\left(U_0 I_0^*\right) = \frac{U_0^2}{2} \mathrm{Re}\left(\frac{1}{Z_{BX}}\right),$$

$$P_1 = \frac{1}{2} \mathrm{Re}\left(U_{N+1}^* I_{N+1}\right) = \frac{1}{2} \mathrm{Re}\left(U_{N+1} I_{N+1}^*\right) = \frac{\left|I_{N+1}\right|^2 \mathrm{Re}(Z_H)}{2} = \frac{R_S \left|I_{N+1}\right|^2}{2}. \tag{1.15}$$

Полученные формулы (1.6)–(1.15) позволяют провести параметрический анализ влияния включения сосредоточенных элементов на распределение напряжений, токов и мощности вдоль линии.

2. Результаты численных экспериментов

Рассмотрим однородную четвертьволновую линию с параметрами: $l = 1/4$; $C = L = 1$. На рис. 2.1, 2.2 представлены графики зависимости мощности нагрузки P_1 и генератора P_0 от безразмерного параметра $z = (R_S - 1)/(R_S + 1)$ для линий длиной $l = 1/2$ (кривая 1) и $l = 1/4$ (кривая 2) без включений и для четвертьволновой линии с включенными в точках $x_k = k/(4(N+1))$, $k = \overline{1, N}$ комплексными сопротивлениями последовательно $Z_{n1} = (R + j\omega L)/(4N)$ и параллельно $Z_{n2} = 4N/(G + j\omega C)$: $N = 2$ (3), $N = 4$ (4), $N = 6$ (5), $N = 8$ (6) $N = 10$ (7).



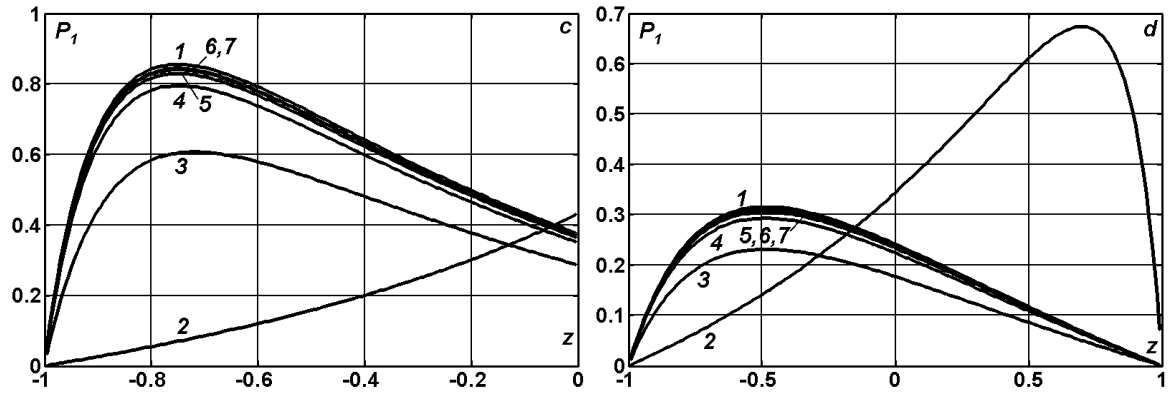


Рис 2.1. Зависимость передаваемой мощности от сопротивления нагрузки при $G = R/5$, $R =$ 0.0048 (***a***); 0.048 (***b***);0.48 (***c***); 1.205 (***d***).

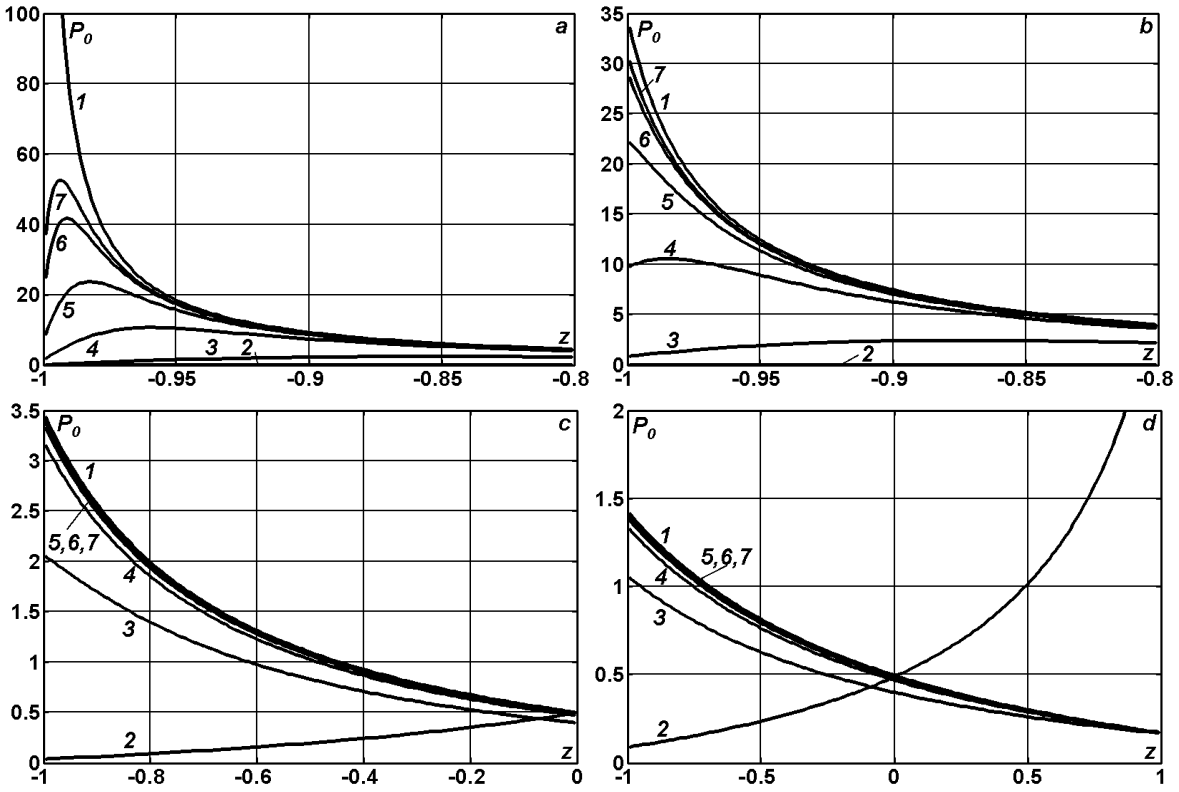


Рис 2.2. Зависимость генерируемой мощности от сопротивления нагрузки при $G = R/5$, $R =$ 0.0048 (***a***); 0.048 (***b***);0.48 (***c***); 1.205 (***d***).

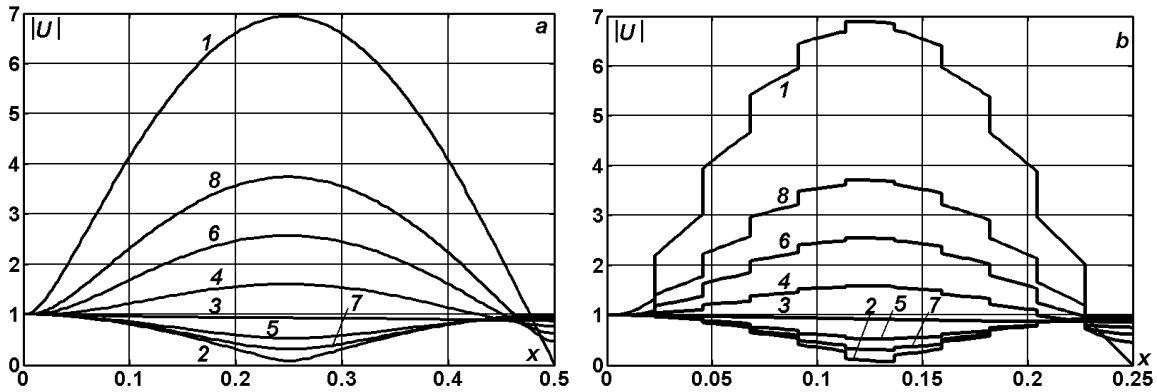
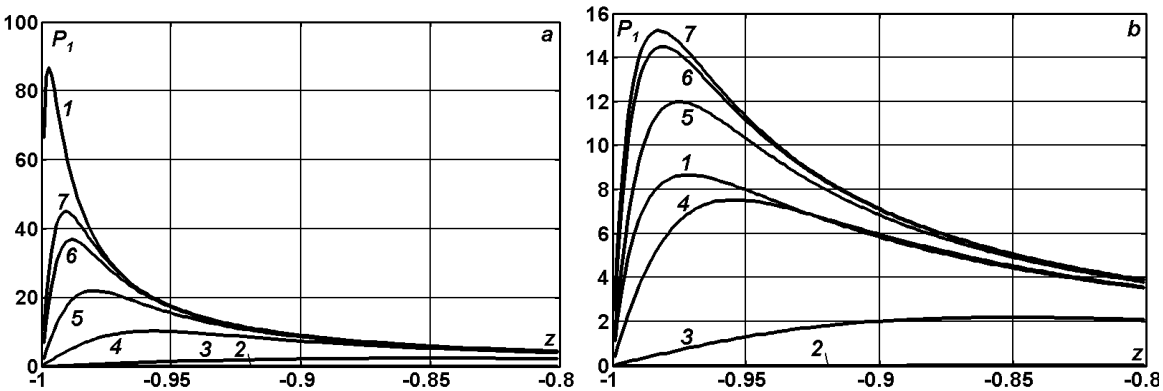


Рис 2.3. Зависимость модуля напряжения от длины линии для полуволновой линии (***a***) и четвертьволновой (***b***) с 10 сосредоточенными элементами с сопротивлениям $Z_{n1} = (R + j\omega L)/40$, $Z_{n2} = 40/(G + j\omega C)$ при $R = 0.48$, $G = R/5$ и $R_S = 0$ (кривая 1); ∞ (2); 1 (3); 1/2 (4); 2 (5); 1/4 (6); 4 (7); 1/8 (8).

Из представленных результатов видно, что при компенсации сопротивлениями Z_{n1}, Z_{n2} с ненулевыми активными составляющими удается преобразовать четвертьволновую линию в полуволновую уже при включении 8–10 дополнительных элементов. При этом и характер распределения напряжений вдоль скомпенсированной четвертьволновой линии максимально приближается к таковому для полуволновой линии (см. рис. 2.3).

В тоже время, если компенсировать линию чисто реактивными сопротивлениями (дросселями и конденсаторами), то, как видно из графиков на рис. 2.4–2.7 четвертьволновую линию (кривые 2-7) удается приблизить к полуволновой (кривая 1) только качественно. Однако, такой результат оказывается вполне приемлемым с практической точи зрения.



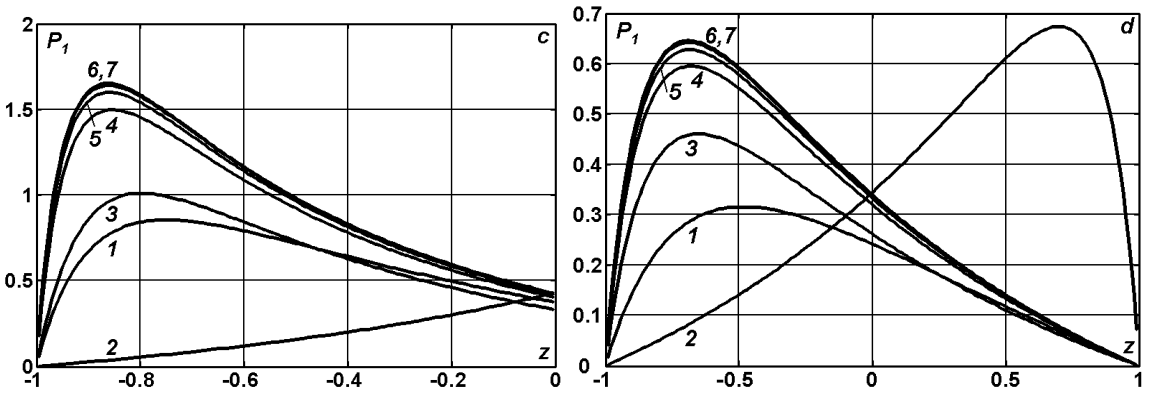


Рис 2.4. Зависимость передаваемой мощности от сопротивления нагрузки при $G = R/5$, $R =$ 0.0048 (***a***); 0.048 (***b***);0.48 (***c***); 1.205 (***d***) при $Z_{n1} = j\omega L/(4N)$ и $Z_{n2} = -j4N/(\omega C)$.

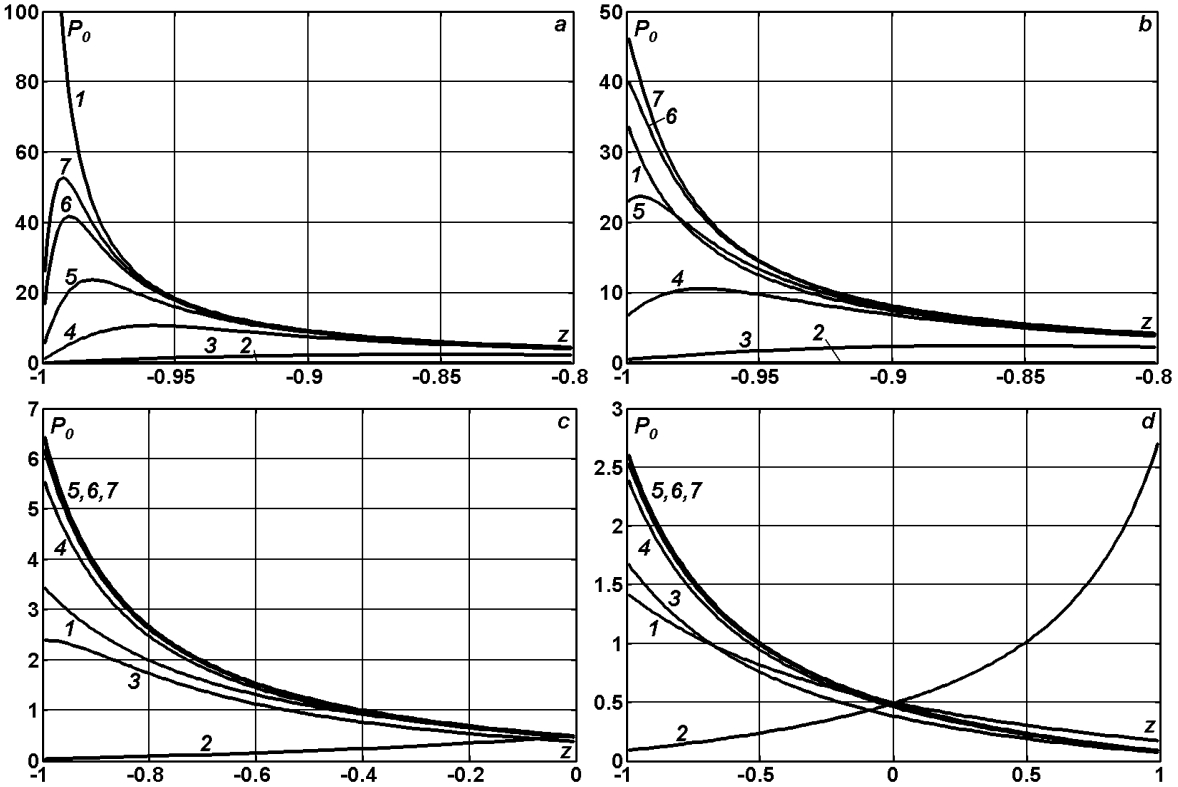
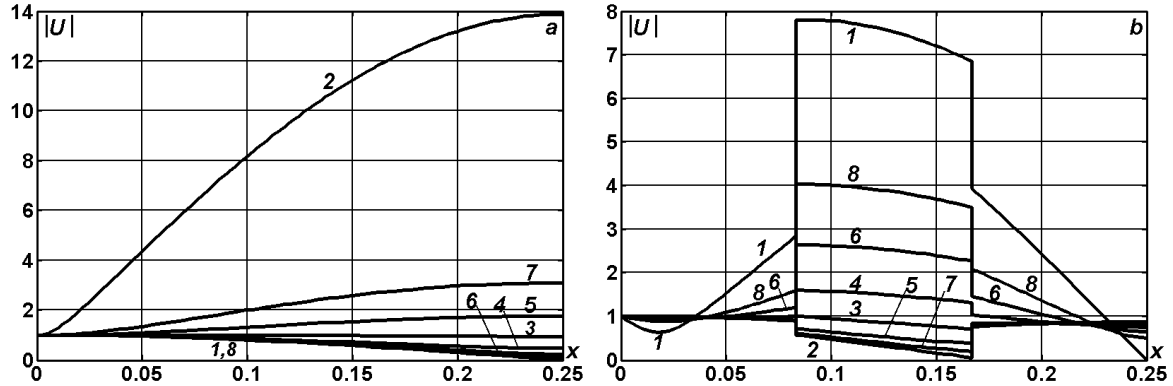


Рис 2.5. Зависимость генерируемой мощности от сопротивления нагрузки при $G = R/5$, $R =$ 0.0048 (***a***); 0.048 (***b***);0.48 (***c***); 1.205 (***d***) при $Z_{n1} = j\omega L/(4N)$ и $Z_{n2} = -j4N/(\omega C)$.



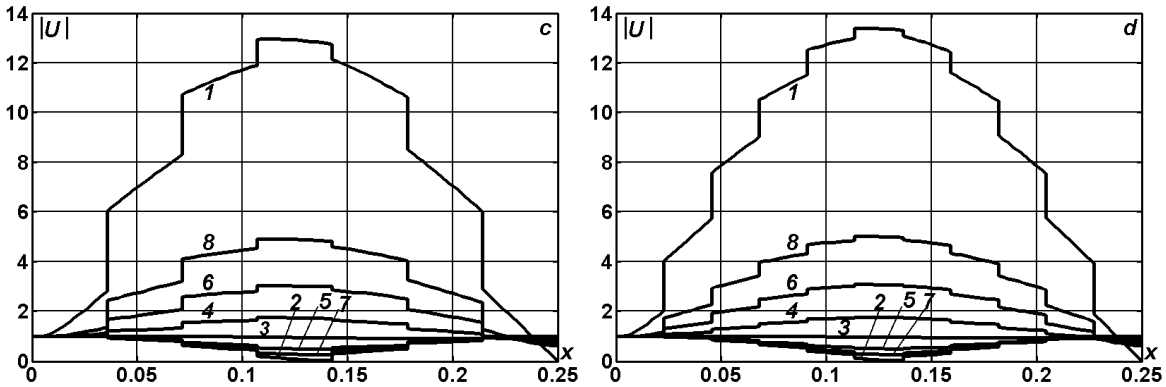


Рис 2.6. Распределение модуля напряжения вдоль четвертьволновой линии (***a***), с двумя (N=2) (***b***), шестью (N=6) (***c***) и десятью (N=10) (***d***) компенсирующими элементами с сопротивлениями $Z_{n1} = j\omega L/(4N)$, $Z_{n2} = -j4N/(\omega C)$ при R = 0.48, $G = R/5$ и $R_S = 0$ (кривая 1); ∞ (2); 1 (3); 1/2 (4); 2 (5); 1/4 (6); 4 (7); 1/8 (8).

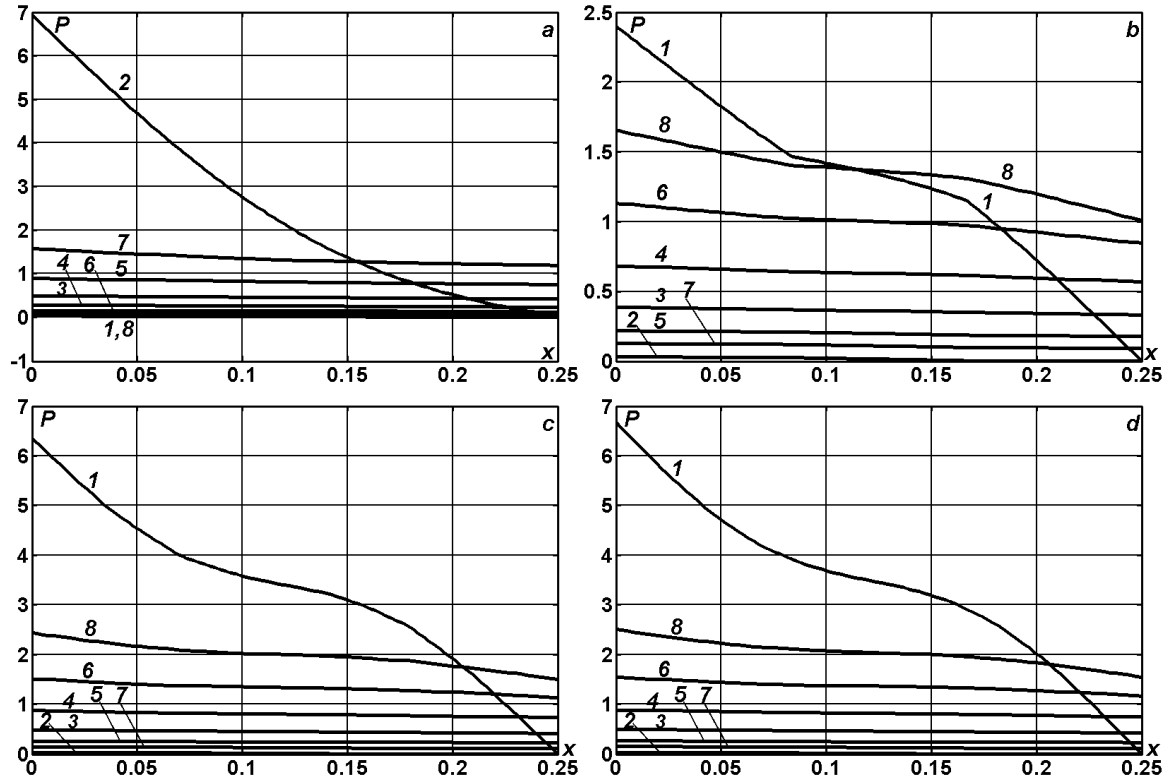


Рис 2.7. Распределение активной мощности вдоль четвертьволновой линии (***a***), с двумя (N=2) (***b***), шестью (N=6) (***c***) и десятью (N=10) (***d***) компенсирующими элементами с сопротивлениями $Z_{n1} = j\omega L/(4N)$, $Z_{n2} = -j4N/(\omega C)$ при R = 0.48, $G = R/5$ и $R_S = 0$ (кривая 1); ∞ (2); 1 (3); 1/2 (4); 2 (5); 1/4 (6); 4 (7); 1/8 (8).

Выводы

1. Приведены точные формулы и представлены результаты расчетов по ним установившихся процессов передачи мощности в кусочно-однородной нагруженной и ненагруженной электропередаче переменного напряжения.
2. Включение дросселей и конденсаторных батарей в четвертьволновую линию позволяет придать ей основные свойства полуволновой линии.

Литература

1. ***Александров Г.Н.*** Ограничение перенапряжений в электрических сетях. – С.-Петербург: Центр подготовки кадров энергетики. Типография «Светоч», 2003. – 192с.
2. ***Александров Г.Н., Ле Тхань Бак.*** Уменьшение потерь мощности в дальних линиях электропередачи с управляемыми реакторами. – Электричество, 2007, №3, с. 8-15.
3. ***Фотин В.П.*** Электропередача переменного тока. Электротехнический справочник. fotin@vei.ru.
4. ***Рокотян С.С.*** Проектирование электрической части воздушных линий электропередачи 300 –500 кВ. –М.: Энергия, 1974.
5. ***Римский В.К., Берзан В.П., Пацюк В.И. и др.*** Волновые явления в неоднородных линиях. Т.4. Параметрические цепи. – Кишинев: Типография АНМ, 2008. – 552с.
6. ***Круг К.*****А.** Основы электротехники. – Л.: ОНТИ, 1936. –888с.

Informații despre autor:

V.Ppațiuc. D.ș.f.-m. conferențiar universitar la Universitatea de Stat a Moldovei, cercetător științific la Institutul de Energetică al AȘM. Domeniul intereselor științifice: metode numerice de calcul, fizica matematică, mecanica și electrotehnica teoretică. Autor a peste 80 lucrări științifice, inclusiv 8 monografii**.**

ANALIZA REGIMULUI DE FUNCȚIONARE A GENERATORULUI ASINCRON CU AUTOECITAȚIE CAPACITIVĂ

S.Postoronca, V.Berzan, Iu. Ermurachi

Rezumat. În baza metodei simbolice de calcul a circuitelor electrice se analizează particularitățile de funcționare a generatorului asincron cu trei faze cu excitare capacitivă şi cu două înfăşurări pe stator. Sunt prezentate rezultatele analizei variației unghiului decalajului de fază dintre curenții în înfăşurarea de excitație şi tensiunea electromotoare la schimbarea sarcinii generatorului de la regimul de mers în gol până la regimul de scurtcircuit. Sunt formulate recomandări privind procedeul de stabilizare a tensiunii generatorului la varierea sarcinii lui.
Cuvinte cheie: generator asincron, excitație capacitivă, factor de calitate.

Анализ режима работы асинхронного генератора с емкостным возбуждением

С. Посторонка, В.Берзан, Ю.Ермураки

Аннотация. На основе символического метода расчета электрических цепей выполнен анализ особенностей работы трехфазного асинхронного генератора с двумя обмотками на статоре и емкостным возбуждением. Представлены результаты анализа влияния на фазовый угол тока и ЭДС обмотки возбуждения генератора при изменении его нагрузки от режима холостого хода до режима короткого замыкания. Сформулированы рекомендации по стабилизации выходного напряжения генератора при изменение его нагрузки.
Ключевые слова: асинхронный генератор, емкостное возбуждение, добротность.

The analysis of an operating mode of the asynchronous generator with capacitor excitation

S.Postoronca, V.Berzan, Iu. Ermurachi

Abstract. On the basis of a symbolical method of calculation of electric circuits the analysis of features of work of the three-phase asynchronous generator with two windings on stator and capacitor excitation is executed. Results of the analysis of influence on a phase angle of a current and voltage of windings of excitation of the generator are presented at the change of its load from a regime of idling up to regime of short circuit. Recommendations on stabilization of a target voltage of the generator are formulated at the change of its load.
Key words: asynchronous generator, capacitor excitation, quality factor.

1.Introducere

Maşina asincronă cu rotorul în scurtcircuit poate funcționa în mai multe regimuri: motor asincron, generator asincron, frână electromagnetică [1]. În calitate de sursă de putere reactivă pentru generatorul asincron se foloseşte de obicei o baterie de condensatoare electrice sau rețeaua electrică de distribuție centralizată.

Problema asigurării funcționării stabile a generatorului asincron utilizat ca sursă de curent electric într-o rețea electrică autonomă este foarte dificilă şi până în prezent nu are o soluție cât de cât satisfăcătoare pentru sistemele autonome eoliene de generare a energiei electrice.

Scopul acestei lucrări constă în analiză regimurilor de autoexcitație şi funcționare a generatorului asincron cu două înfăşurări pe stator, studierea caracterului evoluției curenților în înfăşurări şi în sarcină.

Metodologia studiului se bazează pe utilizarea teoriei clasice a electrotehnicii teoretice de analiză a circuitelor cu metoda simbolică de calcul a circuitelor electrice. Maşina asincronă se prezintă prin scheme echivalente de circuite electrice, care țin cont de modalitățile de conexiune ale înfăşurărilor statorului şi a bateriei de condensatoare.

2.Generator asincron trifazat cu două înfăşurări pe stator

Vom examina un generator cu trei faze, care include două înfăşurări amplasate în crestăturile statorului. Fazele înfăşurărilor sunt conectate în schemă de autotransformator. Una

din înfăşurări o vom numi înfăşurarea de excitație, iar înfăşurarea a doua a statorului - de lucru.

Fie că fluxul magnetic fundamental al maşinii străbate circuitele înfăşurărilor statorului şi ca urmare în fazele înfăşurărilor statorului şi rotorului apar tensiunile electromotoare respective: de excitație ℓ_e- (înfăşurarea de excitație), generatorului ℓ_g- (înfăşurarea de lucru), a fazei rotorului ℓ_r- (înfăşurarea rotorului). Sub acțiunea acestor tensiuni electromotoare în circuitele maşinii asincrone apar curenții corespunzători. Deoarece înfăşurările statorului sunt realizate ca înfăşurări trifazate şi sunt absolut simetrice, reiese că tensiunile electromotoare în faze se descriu de relațiile:

a) Înfăşurarea generatorului

$$\begin{aligned} \ell_{gA} &= E_{mg}\sin\omega t \\ \ell_{gB} &= E_{mg}\sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \ell_{gC} &= E_{mg}\sin\left(\omega t - \frac{4\pi}{3}\right) \end{aligned} \tag{1}$$

b) Înfăşurarea de excitație:

$$\begin{aligned} \ell_{eA} &= E_{e.A}\sin\omega t \\ \ell_{eB} &= E_{e.A}\sin\left(\omega t - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \ell_{eC} &= E_{e.A}\sin\left(\omega t - \frac{4\pi}{3}\right) \end{aligned} \tag{2}$$

Deoarece maşina asincronă trifazată este o maşină simetrică se poate trece la examinarea raportului dintre curenți şi tensiuni pentru o singură fază. Această ipoteză simplifică modelul matematic şi procedura de analiză, dar totodată păstrând toate particularitățile caracteristice ale proceselor din maşină.

Sa menționăm următoarea ipoteză. Maşina asincronă se prezintă ca un obiect liniar şi deci, parametrii în schemele echivalente care se vor examina au valori constante. Valorile parametrilor nu depind de curenți şi tensiuni.

2.1. Maşina trifazată fără pierderi la conexiunea racordată a fazelor înfăşurărilor de excitație şi generare

Schema echivalentă este prezentată de fig.1. Înfăşurările sunt amplasate în aceleaşi crestături ale statorului. La faza dată de analiză nu vom ține cont de pierderi şi deci vom examina un circuit ideal.

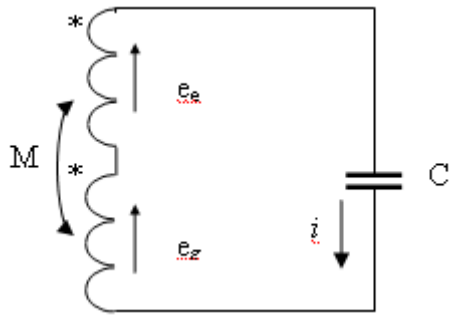


Fig.1. Schema echivalentă a fazei generatorului asincron cu excitație capacitivă

Fluxul magnetic al maşinii induce în înfăşurări tensiuni electromotoare:

$$\begin{aligned} \ell_g &= E_g \sin \omega t, \\ \ell_e &= E_e \sin \omega t, \end{aligned} \tag{3}$$

unde: ℓ_g, ℓ_e - valorile instantanee induse ale tensiunilor electromotoare în înfăşurarea generatorului şi în înfăşurarea de excitație;

E_g, E_e - amplitudinile tensiunilor electromotoare induse în înfăşurări;

C - capacitatea unei faze a bateriei de condensatoare;

ω - frecvența curentului generatorului asincron.

Pentru circuitul prezentat de schema fig.1 se pot întocmi relațiile:

$$\begin{aligned} &\ell = \ell_g + \ell_e \\ &i\left(z_g + z_e + 2z_M + z_c\right) = \ell \end{aligned} \tag{4}$$

unde:

i - curentul în circuit;

z_g - impedanța fazei înfăşurării generatorului;

z_e - impedanța fazei înfăşurării de excitație;

z_M - impedanța mutuală dintre înfăşurările de excitație şi de generare;

z_C - impedanța fazei bateriei de condensatoare;

ℓ - tensiunea electromotoare instantanee echivalentă a circuitului.

Pentru metoda simbolică de calcul, relațiile (4) se pot prezenta în forma clasică:

$$\dot{I}\left(Z_g + Z_e + 2Z_M + Z_C\right) = \dot{E} = \dot{E}_g + \dot{E}_e \tag{5}$$

unde: $Z_g = j\omega L_g$, $Z_e = j\omega L_e$, $Z_M = j\omega M$, $Z_C = -j\dfrac{1}{\omega C}$;

Din ecuația (5) se determină relația de calcul al curentului din circuit:

$$\dot{I} = \frac{\dot{E}_g + \dot{E}_e}{j\left(\omega L_g + \omega L_e + 2\omega M - \frac{1}{\omega C}\right)}: \tag{6}$$

Condiția de excitare a generatorului asincron cu excitare capacitivă este următoarea:

$$\begin{aligned} &b = 0,\ deci \\ &b = \omega L_g + \omega L_e + 2\omega M - \frac{1}{\omega C}; \end{aligned} \tag{7}$$

Pentru o maşină ideală, curentul în circuitul statorului în regim de excitare la mers în gol tinde spre infinit.

2.2. Maşina trifazată cu pierderi în miezul de fier şi în cuprul înfăşurărilor.

Dacă ținem cont de pierderi (maşina reală), atunci creşterea curentului în regim de rezonanță este limitată. În schema echivalentă a fazelor, la conexiunea lor racordată, apare un element nou-rezistența activă (vezi schema fig.1). Valoarea rezistenței este echivalentă pierderilor totale de energie în maşină.

La funcționarea în regim de generare la un flux constant de magnetizare, valoarea curentului în circuitul fazelor şi condensatoarelor de excitație se determină din relația:

$$\dot{I}_f = \frac{\dot{E}_g + \dot{E}_e}{R_{cir} + j\left[\omega\left(L_g + L_e + 2M\right) - \frac{1}{\omega C}\right]} \tag{8}$$

şi în acest caz condițiile de excitare constau în bilanțul puterii reactive din circuitul exterior (condensatoarele) şi a elementelor inductive din circuitul maşinii asincrone.

În regim de rezonanță valoarea maximă a curentului se limitează de rezistența activă echivalentă a circuitului $R_{cir.}$ şi se calculează conform expresiei:

$$I_f = \frac{\dot{E}_g + \dot{E}_e}{R_{cir}} \tag{9}$$

Deoarece în circuitul analizat avem procesul de schimb a energiei acumulată consecutiv în câmpul magnetic al maşinii şi în câmpul electric al condensatorului, se pot caracteriza proprietățile acestui circuit prin factorul de calitate $Q_{cir.}$ [3, 35]:

$$Q_{cir.} = \frac{\omega\left(L_g + L_e + 2M\right)}{R_{cir}} = \frac{1}{\omega C R_{cir}} \tag{10}$$

La mersul în gol, spirele înfăşurării de excitație şi a înfăşurării de lucru a generatorului sunt circulate de acelaşi curent. Deoarece forța de magnetizare a maşinii este proporțională

produsului $I(W_e + K_F W_g)$, reiese că şi valoarea fluxului magnetic va fi proporţională curentului în circuit, unde W_e, W_g - numărul de spire al înfăşurării de excitaţie şi al înfăşurării de lucru a generatorului, K_F - coeficientul care ţine cont de decalajul de fază.

Să menţionăm, că conform teoremei sau legii inducţiei electromagnetice tensiunea electromotoare indusă în înfăşurarea de lucru a generatorului va fi proporţională valorii fluxului magnetic şi a vitezei lui de variaţie. Viteza de variaţie este proporţională numărului de turaţii a generatorului. La rândul său, aceste turaţii sunt determinate de numărul de poli ai maşinii şi de valoarea frecvenţei curentului pe care îl produce generatorul. Deoarece există cerinţele standardelor privind frecvenţa curentului sau tensiunii generate, care trebuie să aibă o valoare constantă, reiese că pentru a asigura o valoare stabilă a tensiunii generatorului trebuie să menţinem constant fluxul magnetic fundamental al maşinii la diferite sarcini. Este cunoscut faptul, că la încărcarea maşinii electrice există fenomenul de dezmagnetizare şi micşorare a fluxului echivalent al maşinii. Micşorarea fluxului conduce la căderea tensiunii de ieşire şi micşorarea calităţii energiei produse.

Se poate menţiona de asemenea, că la utilizarea maşinii asincrone în calitate de generator fluxul magnetic depinde şi de alunecarea rotorului faţă de câmpul electromagnetic produs de înfăşurările statorului. Regimul de funcţionare a generatorului asincron în componenţa instalaţiei electroeoliene se caracterizează de un cuplu variabil al forţelor la axul generatorului şi deci, a variaţiei alunecării rotorului pentru cazul valorii constante a frecvenţei. Varierea alunecării rotorului la schimbarea vitezei vântului conduce la pulsaţia fluxului magnetic şi la varierea tensiunii de ieşire a generatorului. În acest caz apare problema de supraveghere permanentă a fluctuaţiilor fluxului şi reglarea ultimului cu scopul stabilizării tensiunii.

Intervenţia de reglare a fluxului este realizabilă numai prin schimbarea curentului în înfăşurarea generatorului. Deoarece numărul de spire şi geometria sunt parametri constanţi pentru maşina dată, iar schimbarea capacităţii bateriei de condensatoare conduce la varierea frecvenţei curentului şi tensiunii, din relaţia (10) reiese, că unica posibilitate de a comanda cu valorile fluxului magnetic în generatorul asincron cu excitaţie capacitivă este reglarea factorului de calitate $Q_{cir.}$. Menţinerea valorii factorului de calitate constant în varianta L_g, L_e, M, ω, $C = cont$ se poate realiza prin reglarea rezistenţii active echivalente $R_{cir.}$. a circuitului oscilatoriu.

În condiţiile descrise de funcţionare a generatorului, stabilizarea curentului în circuitul înfăşurării de excitaţie asigură automat stabilizarea tensiunii de ieşire a generatorului la varierea sarcinii sau cuplului de forţe aplicate la axul generatorului (alunecarea rotorului).

3. Influenţa sarcinii asupra regimului de funcţionare a generatorului. Conexiunea racordată a fazelor înfăşurărilor statorului

În fig. 2 este prezentată schema echivalentă a circuitului format din fazele înfăşurărilor la o conexiune fără decalaj de fază a vectorilor tensiunilor electromotoare induse în aceste înfăşurări.

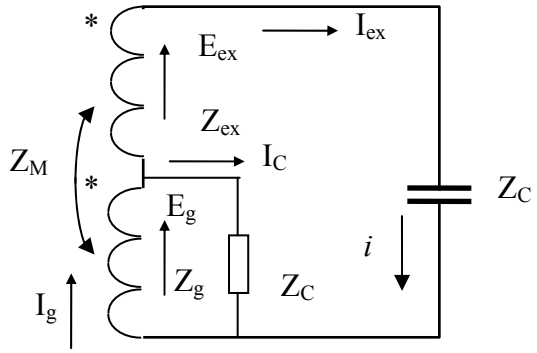


Fig.2. Schema echivalentă a unei faze a generatorului sub sarcină.

În corespundere cu teoremele Kirhhgoff obținem relațiile:

$$\begin{aligned}
&\dot{I}_g = \dot{I}_{ex} + \dot{I}_s \\
&\dot{I}_g Z_g + \dot{I}_{ex} Z_m + \dot{I}_{ex} Z_{ex} + \dot{I}_g Z_m + \dot{I}_{ex} Z_e = \dot{E}_g + \dot{E}_{ex} \\
&\dot{I}_g Z_g + \dot{I}_{ex} Z_m + \dot{I}_s Z_H = \dot{E}_g
\end{aligned} \tag{11}$$

Sistemul de ecuații (11) ne permite să determinăm curenții circuitului. Curentul $\dot{I}_s$ se determină din relația următoare:

$$\dot{I}_s = \frac{\dot{E}_g + \dot{E}_{ex}}{Z_g + Z_M - \dfrac{Z_g + Z_s}{Z_g + Z_m}\left(Z_g + Z_{ex} + 2Z_m + Z_C\right)}, \tag{12 }$$

iar curentul în faza înfăşurării de excitație din expresia:

$$\dot{I}_{ex} = \frac{\dot{E}_g + \dot{E}_{ex}}{\left(Z_g + Z_{ex} + 2Z_m + Z_C\right) - \dfrac{\left(Z_g + Z_s\right)^2}{Z_g + Z_s}}, \tag{13 }$$

Expresiile (12) şi (13) ne permit să determinăm unghiul decalajului de fază al curenților $\dot{I}_{ex}$ şi $\dot{I}_s$ şi a tensiunii electromotoare a circuitului.

Vom modifica relația (13):

$$\frac{\dot{E}_g + \dot{E}_{ex}}{\dot{I}_{ex}} = \frac{\dot{E}_f}{\dot{I}_{ex}} = \left(Z_g + Z_{ex} + 2Z_m + Z_C\right) - \frac{\left(Z_g + Z_s\right)^2}{Z_g + Z_s}. \tag{13a}$$

Raportul $\dfrac{\dot{E}_f}{\dot{I}_{ex}} = Z_f$ prezintă o impendanță. Vom nota $\dfrac{\left(Z_g + Z_s\right)^2}{Z_g + Z_s} = Z_K^{'}$ şi impendanța Z_K se poate prezenta în formă algebrică. Vom descifra componentele $Z_K^{'}$ şi $Z_K^{''}$:

$$\frac{\left(Z_g + Z_s\right)^2}{Z_g + Z_s} = \frac{\left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right] + \left(X_g + X_m\right)\cdot 2R_g\left(X_g + X_m\right)}{\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_m\right)^2} -$$

$$- j\frac{\left[2R_g\left(R_g + R_s\right)\right]\left(X_m + X_g\right) - \left[R_g^2\left(X_g + X_m\right)^2\right]\left(X_m + X_g\right)}{\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_s\right)^2} = R_K^{'} - jX_K^{'}$$

Corespunzător avem pentru componentele următoarea componentă relația:

$$Z_K^{''} = Z_g + Z_{ex} + 2Z_m + Z_C = R_g + R_{ex} + R_C + j\left(X_g + X_{ex} + 2X_m - X_C\right) = R_K^{''} + jX_K^{''}$$ şi

impedanța $Z_f = R_K^{'} + R_K^{''} + j\left(X_K^{''} - X_K^{'}\right)$.

Partea reală a impedanței Z_f:

$$R_K = \frac{R_K^{''}\left[\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_s\right)^2\right] - \left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right] - 2R_g\left(X_g + X_m\right)\left(X_g + X_m\right)}{\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_m\right)^2}$$

Partea imaginară a impedanței Z_f:

$$X_K = \frac{X_K^{''}\left[\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_s\right)^2\right] - \left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right] - 2R_g\left(X_g + X_s\right)\left(X_g + X_m\right)}{\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_m\right)^2}$$

În acest caz tangenta unghiului decalajului de fază a curentului $\dot{I}_{ex.}$ şi tensiunii electromotoare în înfăşurarea de excitație se determină din raportul:

$$tg\varphi_{ex} = \frac{X_K}{R_K} = \frac{X_K^{''}\left[\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_s\right)^2\right] - \left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right] - 2R_g\left(X_g + X_s\right)\left(X_g + X_m\right)}{R_K^{''}\left[\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_s\right)^2\right] - \left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right] - 2R_g\left(X_g + X_m\right)\left(X_g + X_m\right)}$$

.

Din condiția de excitare a generatorului asincron reiese că componenta $X_K^{''} = 0$. În acest caz relația obținută se simplifică:

$$tg\varphi_{ex} = \frac{-2R_g\left(X_g + X_s\right)\left(X_g + X_m\right) + \left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right]}{R_K^{''}\left[\left(R_g + R_s\right)^2 + \left(X_g + X_s\right)^2\right] - 2R_g\left(X_g + X_m\right)\left(X_g + X_m\right) - \left(R_g + R_s\right)\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right]} \quad (14)$$

Din (14) avem pentru $R_s = \infty$ (mers în gol) $tg\varphi_{ex.} = 0$ şi deci, decalajul de fază dintre curentul $\dot{I}_{ex.}$ şi tensiunea electromotoare este egală cu zero.

La un scurtcircuit a generatorului $R_s = 0$ şi $X_s = 0$ tangenta unghiului decalajului de fază se determină din expresia:

$$tg\varphi_{ex} = \frac{2R_g X_g\left(X_g + X_m\right) + R_g\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right]}{R_K^{''}\left[R_g^2 + X_g^2\right] - 2R_g X_g\left(X_g + X_m\right) - R_g\left[R_g^2 + \left(X_g + X_m\right)^2\right]} \quad (15)$$

Relația (15) după simplificări se reduce la următoarea expresie:

$$tg\varphi_{ex.} = \frac{X_g^2 - X_m^2 - R_g^2}{R_K^{''} R_g + X_g^2\left(\frac{R_K^{''}}{R_g} - 3\right) - X_m\left(4X_g + X_m\right) - R_g^2} \qquad (16)$$

Dacă vom ține cont de raportul real al parametrilor din relația (16), reieşind din aceea, că $X_g > X_m$ şi $X_g > R_g$, $X_m > R_g$, obținem:

$$tg\varphi_{ex.} \approx \frac{X_g^2 - X_m^2}{X_g^2\left(\frac{R_K^{''}}{R_g} - 3\right) - X_m\left(4X_g + X_m\right)}$$

Vom presupune, că $X_g >> X_m$, aceea ce poate avea loc în maşina asincronă, şi relația obținută mai sus se mai simplifică:

$$tg\varphi_{ex.} \cong \frac{X_g}{X_g\left(\frac{R_K^{''}}{R_g} - 3\right) - 4X_m}$$

Să analizăm varianta $L_g = M$, ceea ce se poate uşor realiza, dacă este în vigoare condiția $W_{ex} > W_g$, unde W_{ex} şi W_g - numărul de spire în fazele înfăşurărilor de excitație şi de lucru a generatorului.

Din (14) obținem:

$$tg\varphi_{ex.} \approx \frac{-R_g^2}{X_g^2\left(\frac{R_K^{''}}{R_g} - 8\right)} \qquad (17)$$

Deoarece $R_K^{''} = R_g + R_{ex} + R_C$, şi dacă numărul de spire a înfăşurărilor nu diferă foarte mult se poate estima, că mărimea $R_K^{''} \approx (2 \div 3)R_g$, sau $\frac{R_K^{''}}{R_g} \approx (2 \div 3)$. Ținând cont de această observație expresia (17) se transformă în următoarea relație:

$tg\varphi_{ex.} \approx \frac{1}{(5 \div 6)Q_g^2}$, unde $Q_g = \frac{X_g}{R_g}$ - factorul de calitate al înfăşurării la frecvența de

50Hz. Ţinând cont de pierderile din fierul maşinii asincrone, valoarea factorului de calitate constituie 5-7 unităţi la frecvenţa de 50 Hz. La faza preliminară a analizei se poate defini următoarea ipoteză: factorul de calitate al electromotorului asincron cu rotorul în scurtcircuit este egal cu raportul curentului de demarare şi a curentului în regim nominal.

Pentru maşinile cu puterea de zeci de kW acest raport este limitat şi de obicei constituie 6÷7 unităţi. Pentru varianta de realizare constructivă analizată $(L_g = M)$, şi $Q_o \approx 7$, uşor se poate de evaluat valoarea tangentei decalajului de fază a curentului şi tensiunii în înfăşurarea de excitaţie:

$$tg\varphi_{ex.} \approx \frac{1}{(5 \div 6)Q_g^2} = \frac{1}{(5 \div 6) \cdot 7^2} \approx \frac{1}{250} = 0{,}004 \ .$$

Valoarea obţinută corespunde unui unghi de decalaj foarte mic şi confirmă, ca circuitul analizat se află în regim de rezonanţă a tensiunii.

Vom examina varianta, când pierderile în maşina asincronă şi în circuitul cu condensatoare sunt egale, deci, $R_g + R_{ex} = R_C$, şi sunt mult sub valorile componentelor reactive X_g, X_m şi X_C. În baza acestei ipoteze obţinem următoarele relaţii: $Z_g \approx jX_g$; $Z_{ex} = jX_{ex}$; $Z_m = jX_m$,

$$(Z_g + Z_m)^2 = j^2(X_g + X_m) = -(X_g + X_m),$$

iar în forma algebrică:

$$Z_f = R_C + \frac{(X_g + X_m)^2 R_s}{R_s^2 + (X_g - X_s)^2} + j\left[X_K^{''} - \frac{(X_g + X_m)^2 (X_g - X_s)}{R_s + (X_g - X_s)^2}\right] \quad (18)$$

În regim autoexcitat pentru generator este valabilă condiţia $X_K^{''} = 0$ şi relaţia (18) se simplifică:

$$Z_f = \frac{R_C\left(R_s^2 + X_g^2\right)^2 + (X_g + X_m)^2 R_s - j(X_g + X_m)^2 X_g}{R_s^2 + X_g{}^2}, \quad (19)$$

şi din (19) obţinem expresia

$$tg\varphi_{ex} = -\frac{(X_g + X_m)^2 X_g}{R_C\left(R_s^2 + X_g^2\right)^2 + (X_g + X_m)^2 R_s}$$

Este mai comod să analizăm funcţia inversă a $tg\varphi_{ex}$. În acest caz obţinem relaţia:

$$ctg\varphi_{ex} = -\frac{R_s}{X_g}\left[1 + \frac{R_C}{R_s}\frac{1+\frac{R_s^2}{X_g^2}}{\left(1+\frac{X_m}{X_g}\right)^2}\right] \qquad (20)$$

Să ținem cont de ipotezele formulate anterior, şi deci, să notăm că $R_C = R_K$ şi include toate pierderile din circuitul analizat. Vom analiza două extreme – regimul de scurtcircuit $R_s = 0$ şi de mers în gol $R_s = \infty$ pentru înfăşurarea generatorului. Pentru varianta $R_s = 0$ funcția $ctg\varphi_{ex}$ este descrisă de relația:

$$ctg\varphi_{ex} = -\frac{R_k}{X_g}\frac{1}{\left(1+\frac{X_m}{X_g}\right)^2}$$

şi pentru $R_s = \infty$ este valabilă expresia $ctg\varphi_{ex} = \infty$.

Reiese, că la varierea sarcinii, unghiul decalajului de fază dintre curentul înfăşurării de excitație şi tensiunea electromotoare indusă de fluxul magnetic al maşinii variază în limitele

$$-\frac{R_k}{X_g}\frac{1}{\left(1+\frac{X_m}{X_g}\right)^2} < \varphi_{ex} < -\frac{\pi}{2}$$

Pentru maşina asincronă reală, raportul $0 < \left|\left(X_m / X_g\right)\right| < K_m$, unde $K_m < 2$.

Deoarece raportul $\frac{X_g}{R_K}$ se poate prezenta ca parametru echivalent, care caracterizează factorul de calitate al înfăşurării generatorului $Q_g = \frac{X_g}{R_K}$, care de asemenea are o valoare limitată, reiese că diapazonul de evoluție al unghiului decalajului de fază se poate estima conform expresiei:

$$-\frac{1}{Q_g\left(1+K_m\right)^2} < \varphi_{ex} < -\frac{\pi}{2}.$$

Pentru $Q_g \approx 5-7$, şi $K_m \approx 1$ obținem că:

$$-\frac{\pi}{3{,}14} < \varphi_{ex} < -\frac{\pi}{2}.$$

4. Concluzii

Rezultatele analizei evoluției unghiului decalajului de fază pentru schema de conexiune a fazelor înfăşurărilor prezentată în fig.2 conduc la următoarele concluzii:

1. La mersul în gol unghiul decalajului de fază dintre fazorul curentului prin înfăşurarea de excitație este mic şi este determinat de pierderile de energie în circuitul examinat. În acest circuit avem regimul de rezonanță a tensiunilor.
2. La un scurtcircuit al înfăşurării de lucru al generatorului decalajului de fază tinde spre $-\frac{\pi}{2}$ şi deci curentul rămâne în urma fazorului tensiunii electromotoare.
3. Componenta din cuadratură conduce la micşorarea forței de magnetizare şi la dezmagnetizarea maşinii asincrone, care funcționează în regim autonom cu excitație capacitivă.
4. Tensiunea generatorului cade, chiar şi la creşterea alunecării rotorului ca urmare a majorării sarcinii active a generatorului.

5. Bibliografia

1. Вольдек А.И. Электрические машины. Л., Энергия, 1974, 840 с.
2. Berzan V., Ermurachi Iu. About a stable running of an asynchronous generator in a structure of the wind power installation/ Conferința de Energetică Industrială cu participare internațională CEI. Ediția IV-a. Bacău 24-25 octombrie **2003**.
3. Афанасьев Б.П., Гольдин О.Е., Кляцкин И.Г. и др. Теория линейных электрических цепей. М.: Высшая школа, 1973. -592с.

Lucrarea este îndeplinită în cadrul proiectului *„Elaborarea şi încercarea generatorului asincron trifazat cu turații joase şi cu excitație capacitivă",* cifrul 44.001P, Hotărârea CSŞDT nr. 2 din 28.01.05, Programul de stat *„Asigurarea competitivității produselor industriale în construcția de maşini în baza inovațiilor Know-How, materialelor noi ş a tehnologiilor avansate"*

Informații despre autori.

S. Postoronca. Cercetător ştiințific la institutul de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiințifice. Diagnoza echipamentului energetic cu metode indistructive de control, sisteme a electronicii de putere pentru conversia energiei electrice, valorificarea susrselor regenerabile de energie. Autor a cca. 18 publicații ştiințifice, menționat cu medalii de bronz a Expoziției Internaționale IFOINVENT (Chişinău).

V.Berzan. Dr. hab. în tehnică, director adjunct pe probleme de ştiință a Institutului de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiințifice. Diagnoza indistructivă a echipamentului electroenergetic, procese nestaționare în circuite electrice neomogene, modelarea matematică, transportul energiei electrice la distanțe mari, surse regenerabile de energie. Autor a peste 160 lucrări ştiințifice, inclusiv monografii 10.

Iu. Ermurachi. Inginer coordonator al institutului de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiințifice: electromecanica şi sisteme electromecanice de conversie a energiei, electronica de putere. Autor a 35 de lucrări ştiințifice.

STABILIZATOR DE TENSIUNE A GENERATORULUI ASINCRON CU TURAȚII JOASE

V.Berzan, M. Tîrşu, S.Postoronca

Rezumat. S-a propus un procedeu nou de stabilizare a tensiunii generatorului asincron cu excitaţie capacitivă. Se reglează valoarea fluxului fundamental al maşinii cu trei faze prin conectarea consecutivă a ieşirilor fazelor înfăşurării de excitaţie la nulul înfăşurării. Ca urmare se obţine o reglare rapidă şi mult mai fină a tensiunii de ieşire indiferent de cauza abaterii de la valoarea prescrisă. Testarea experimentală a confirmat eficienţa soluţiei propuse şi posibilitatea utilizării generatorului asincron cu rotorul în scurtcircuit în componenţa instalaţiilor eoliene.

Стабилизатор напряжения асинхронного низкочастотного генератора

В.Берзан, М. Тыршу, С.Посторонка

Аннотация. Предложен новый метод стабилизации выходного напряжения асинхронного генератора с емкостным возбуждением. Регулируется значение основного магнитного потока трехфазного генератора путем последовательного подключения выходов обмотки возбуждения к нулевой точке. В результате получаем более быстродействующую и точную систему стабилизации напряжения в независимости от причины отклонения от заданного значения. Экспериментальная проверка подтвердила эффективность предложенного способа стабилизации напряжения асинхронного генератора и возможность его использования в автономных ветровых энергетических установках.

Voltage stabilizer of the asynchronous low-frequency generator

V.Berzan, M. Tîrşu, S.Postoronca

Abstract. The new method of output voltage stabilization of the asynchronous generator with capacitor excitation is offered. Value of the basic magnetic stream of the three-phase generator is adjusted by consecutive connection of excitation winding outputs to a zero point. In result it is received more high-speed and exact system of stabilization of voltage in independence of the reason of a preset value deviation. Experimental check has confirmed efficiency of the offered way of asynchronous generator voltage stabilization and an opportunity of its use in independent wind power installations.

1. Introducere

Utilizarea energieш vântului este o direcţie prioritară a domeniului valorificării potenţialului energetic al surselor regenerabile. Conversia energiei cinetice a fluxurilor de vânt în energie electrică se face de convertoare electromecanice – generatoare electrice. Caracterul aleator al vitezei vântului crează probleme privind funcţionarea instalaţiilor eoliene şi asigurarea calităţii energiei, inclusiv şi stabilitatea puterii electrice în timp[1-3].

Cea mai extinsă utilizare în tehnologiile de conversie a energiei vântului o au până în prezent generatoarele sincrone. Neajunsul lor principal constă în existenţa inelelor şi a sistemului de perii necesare pentru alimentarea înfăşurării rotorului cu curent continuu. Acest neajuns în prezent se poate exclude prin utilizarea magneţilor permanenţi în calitate de sistem de excitare. Generatoarele cu magneţi permanenţi de asemenea au tensiunea de ieşire şi frecvenţa variabilă.

O alternativă a acestei probleme poate fi utilizarea generatoarelor asincrone cu excitaţie capacitivă. Varierea tensiunii de ieşire a generatoarelor la schimbarea vitezei vântului şi a sarcinii, este un neajuns al acestor generatoare [4-10].

Folosirea soluţiilor constructive de realizare a generatoarelor asincrone cu multe înfăşurări pe stato confecţionate din conductoare cu diferite diametre conduce la înrăutăţirea indicilor tehnico-economici ale acestor maşini [11].

Analiza comparativă a diferitor scheme de obţinere a energiei din fluxurile de vânt a condus la următoarele concluzii [12]:

- Generatoarele asincrone cu puterea nominală până la 2 MW au avantaje în comparaţie cu generatoarele asincrone cu magneţi permanenţi utilizate în instalaţiile eoliene.

- Sistemele de conversie cu viteze constante (excitare capacitivă a generatorului asincron) de funcționare sunt simple, se caracterizează prin costuri reduse, dar au limitări privind conversia energiei mecanice pa care o poate produce turbina la varierea vitezei vântului.
- Generatoarele asincrone cu rotorul bobinat la vitezele variabile ale vântului, deci şi la turații variabile ale aeromotorului permit o majorare a coeficientului de conversie a energiei din fluxurile de vânt ca urmare a racordării caracteristicilor mecanice ale aeromotorului şi a generatorului cu rotorul bobinat, ceea ce nu este posibil la generatorul asincron cu rotorul în scurtcircuit.

Totodată generatoarele asincrone cu rotorul în scurtcircuit sunt mai fiabile ca cele cu rotorul bobinat şi în caz de aplicare a unor procedee de stabilizare a tensiunii şi frecvenței la viteze variabile ale vântului aceste maşini vor avea mai multe priorități, inclusiv privind cheltuielile de exploatare.

Scopul acestei lucrări constă în lărgirea domeniului de funcționare stabilă a generatoarelor asincrone cu rotorul în scurtcircuit la utilizarea lor în componența instalațiilor eoliene prin dotarea cu un sistem original de reglare a fluxului magnetic fundamental al maşinii.

2. Stabilizarea tensiunii generatorului asincron

2.1 Soluție de realizare a sistemului de stabilizare

Generatorul asincron cu excitație capacitivă se utilizează în prezent în componența diferitor surse de generare a energiei electrice de capacitate mică: hidrocentrale, instalații eoliene, surse cu motoare cu ardere internă. Regimul de funcționare a generatorului depinde de asemenea şi de caracterul de variere a sarcinii. Din aceste considerente sistemul de generare necesită obligatoriu un regulator pentru stabilizarea numărului de rotații a rotorului în caz de perturbații exterioare. De exemplu este cunoscut dispozitivul de dirijare cu regimul de funcționare al generatorului asincron cu excitație capacitivă utilizat în microhidrocentrale şi instalații eoliene [13]. Neajunsul acestei soluției tehnice constă în complexitatea tehnică ridicată privind realizarea constructivă a dispozitivului, domeniul redus de reglare şi instabilitatea frecvenței tensiunii şi curentului generatorului la varierea vitezei vântului. O altă soluție de excitație şi stabilizare a tensiunii generatorului asincron cu rotorul în scurtcircuit este propusă pentru instalații eoliene autonome de alimentare cu energie electrică a consumatorilor în lucrarea [14].

În fig.1 este prezentată schema echivalentă a sistemului de reglare şi stabilizare a tensiunii generatorului asincron cu două înfăşurări pe stator şi excitație capacitivă [15].

Esența soluției tehnice propuse constă în stabilizarea tensiunii de ieşire a generatorului prin reglarea in timp şi spațiu a fluxului magnetic fundamental al maşinii prin conectarea consecutivă şi concomitentă de scurtă durată a bornelor de ieşire a înfăşurării de excitare şi a condensatoarelor la nulul înfăşurării de către un sistem de chei electronice comandate fiecare separat în funcție de valoarea curentă a amplitudinii tensiunii fazei respective. Conexiunea la nulul înfăşurării se poate executa printr-o rezistență activă, cea ce conduce la o schimbare mai lentă a fluxului la reglarea prin impuls şi la îmbunătățirea indicilor de calitate a tensiunii de ieşire a generatorului.

Scopul soluției propuse se atinge prin modificarea schemei de conexiune a celor două baterii de condensatoare, dintre care una este permanent în conexiune cu bornele de ieşire a generatorului, iar bateria a doua de condensatoare se conectează la bornele generatorului după excitarea lui şi atingerea unei valori prescrise a tensiunii de ieşire a generatorului cu ajutorul unui comutator cu contactele normal deschise. La atingerea valorii prescrise a tensiunii are loc schimbarea prin salt a capacității bateriei de condensatoare şi trecerea la frecvența de lucru. Prin aceasta se asigură lărgirea domeniului de funcționare stabilă a generatorului.

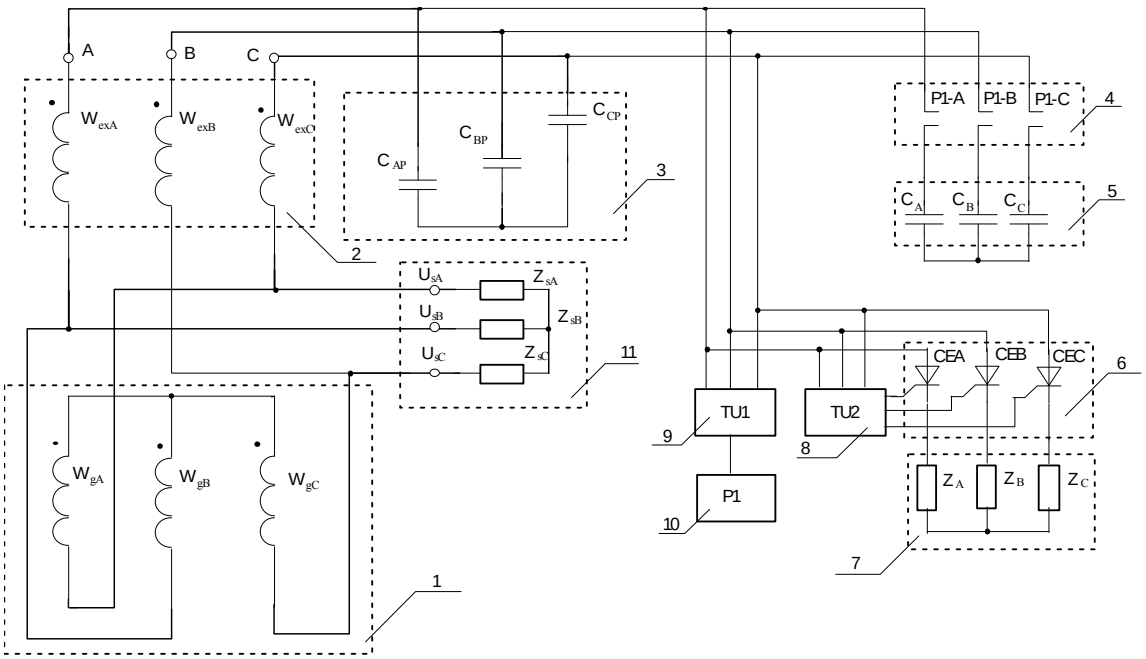


Fig.1. Schema echivalentă de stabilizare a tensiunii generatorului asincron prin reglarea prin impuls a fluxului fundamental a maşinii

La devierea tensiunii generatorului în urma varierii vitezei fluxului de vânt sau a sarcinii sistemul de reglare automată urmăreşte devierea amplitudinii tensiunii de la valoarea nominală pe prima jumătate a semiundei pozitive sau negative şi după valoarea erorii formează comanda de deschidere a cheii electronice pentru a comuta punctul comun de conexiune a bornei de ieşire a înfăşurării de excitație şi a bateriei de condensatoare la nulul înfăşurării statorului. Pentru generatorul cu trei faze obținem posibilitatea de a regla valoarea fluxului magnetic fundamental al maşinii cel puțin de şase ori pe parcursul perioadei tensiunii generate. Unghiul de deschidere $\varphi=n\pi-\alpha$ este o funcție a depăşirii de la valoarea prescrisă a amplitudinii tensiunii pe alternanță, de exemplu valoarea tensiunii nominale, unde:

φ- unghiul de deschidere a cheii electronice apropiat de valoarea π sau 2π;

n=1 pentru alternanța pozitivă şi n=2 pentru alternanța negativă a tensiunii în punctul comun de conexiune a bornelor înfăşurării de excitație a generatorului cu bateria de condensatoare;

α- unghiul decalajului de fază sau de conductivitate a cheilor electronice este o funcție a valorii devierii amplitudinii tensiunii generatorului de la valoarea prescrisă. Unghiul α nu poate depăşi valoarea de $\pi/2$.

Ca urmare obținem o flexibilitate ridicată de reglare a fluxului fundamental al maşinii şi timpul acestei acțiuni nu depăşeşte timpul de T/2, unde T- perioada tensiunii generatorului. Formarea unghiului de conductivitate a cheilor electronice se poate face în baza devierii amplitudinii tensiunii înfăşurării de excitație, a tensiunii de ieşire a generatorului, derivatei tensiunii la trecerea prin nul, iar sistemul de comandă poate asigura comutarea oricărei chei pentru care este aproape regimul de trecere prin nul în timpul micşorării amplitudinii tensiunii în circuitul dat. Aceasta de asemenea majorează flexibilitatea sistemului de stabilizare a fluxului fundamental al maşinii şi a tensiunii de ieşire a generatorului. Comutarea rapidă a fazelor înfăşurării de excitație a generatorului cel puțin de şase ori pe perioadă în funcție de amplitudinea curentă a tensiunii asigură excluderea modulației tensiunii generatorului la varierea vitezei unghiulare a aeromotorului instalației eoliene.

În fig. 1 sunt utilizate următoarele notări ale componentelor constructive: înfăşurarea statorului generatorului asincron cu excitație capacitivă include două înfăşurări 1 şi 2 conectate în schema de autotransformator. Elementul 1 este înfăşurarea de lucru a generatorului, iar

elementul 2 înfăşurarea de excitaţie. La bornele înfăşurării de excitaţie 2 în conexiune permanentă se cuplează bateria de condensatoare 3 şi prin contactele normal deschise 4 ale releului 10 este cuplată bateria de condensatoare 5. Cheile electronice 6 conectate intre bornele de ieşire a înfăşurării de excitaţie 2 şi cu intrările blocului 7 format din impedanţele Z_A, Z_B, Z_C , ieşirile cărora sunt conectate cu nulul înfăşurării generatorului. Traductorul de tensiune 8 asigură acţionarea cheilor CEA, CEB, CEC a comutatorului 6 la depăşirea tensiunii generatorului peste valoarea prescrisă. Traducătorul de tensiune 9 asigură trecerea de la regimul de excitaţie la frecvenţa ridicată la regimul de funcţionare în regim excitat cu frecvenţa de lucru prin comandarea cu releul 10 şi comutarea bateriei de condensatoare 5 în paralel cu bateria de condensatoare 3 prin închiderea contactelor 4. Sarcina generatorului 11 este conectată la bornele de ieşire ale înfăşurării de lucru 1 a generatorului care au conexiune galvanică şi cu înfăşurarea de excitaţie.

Subansamblurile de elemente 3,4,5, 9 şi 10 formează blocul de excitare capacitivă a generatorului. Subansamblurile de elemente 6,7, şi 8 formează stabilizatorul tensiunii de ieşire a generatorului.

În fig.2 este prezentată diagrama de lucru a cheilor electronice în funcţie de comanda formată de traductorul 8 de tensiune.

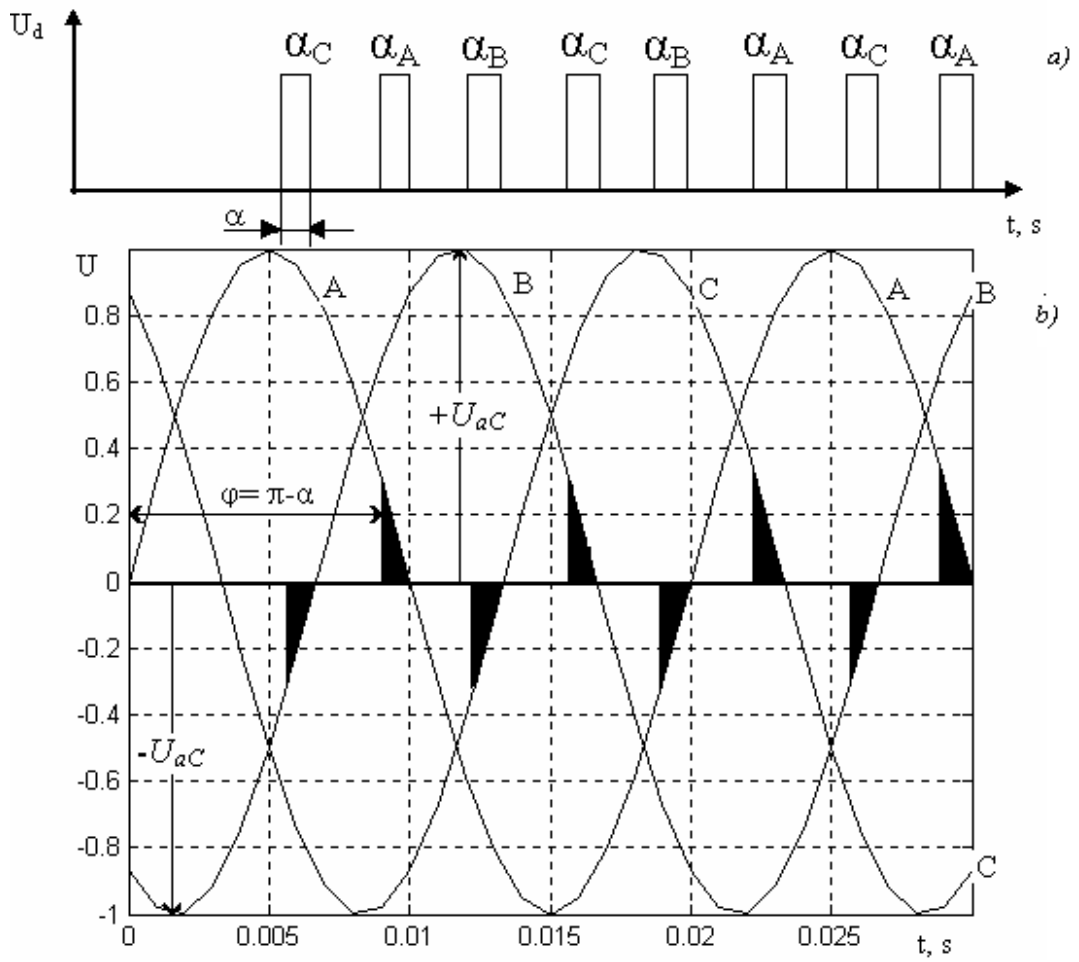


Fig.2. Diagrama de timp a funcţionării regulatorului de tensiune a generatorului asincron

Fig.2a prezintă succesivitatea în timp a intervalelor de conductivitate a cheilor electronice şi a impulsurilor de comandă generate de către stabilizator pentru fiecare circuit aparte. Repartiţia în timp a impulsurilor de comandă şi a intervalelor de conductivitate este

următoarea: $\alpha_A \rightarrow \alpha_B \rightarrow \alpha_C \rightarrow \alpha_B \rightarrow \alpha_A \rightarrow \alpha_C$, dăcă primul impuls de comandă a fost format pentru alternanța pozitivă a fazei A. In fig.2b sunt prezentate curbele sinusoidale de tensiune a fazelor A,B, C şi indicate intervalele de comutare a bornelor de ieşire a înfăşurării de excitație 2 şi a bateriilor de condensatoare 3 şi 5 la nulul înfăşurării prin impedanțele Z_A, Z_B, şi Z_C, unde α-unghiul de conductivitate a cheilor electronice; φ=π-α unghiul de deschidere a cheii electronice a fazei A pentru alternanța pozitivă a tensiunii; $-U_{aC}$, $+U_{aC}$ amplitudinea alternanței negative şi a alternanței pozitive a tensiunii fazei C.

Dispozitivul funcționează în modul următor. În stare ne excitată tensiunea generatorului este aproape de zero. Bateria de condensatoare 5 este deconectată de contactele 4 ale comutatorului 10 de la generator. La creşterea numărului de rotații a rotorului în scurtcircuit a generatorului, de exemplu acționat de un aeromotor, ca urmare a creşterii vitezei vântului, generatorul va trece în regim de excitație produs de fluxul remanent magnetic al maşinii asincrone. Frecvența de excitație a generatorului este determinată în acest caz de inductanța fazelor înfăşurărilor de lucru 1 şi de excitație 2 conectate în schema de autotransformator şi capacitatea fazei bateriei de condensatoare 3.

La atingerea valorii prescrise a tensiunii, de exemplu nominale U_{nom}, traductorul de tensiune 9, care are o caracteristică de reacție tip histerezis, generează semnalul de ieşire care activează releul 10 şi contactele 4 ale releului asigură conexiunea bateriei de condensatoare 5 în paralel cu bateria de condensatoare 3. Prin aceasta s-a pus în funcțiune subansamblul constructiv al dispozitivului care asigură regimul de excitare şi de trecere la frecvența de lucru a generatorului. Comutarea bateriei de condensatoare 5 în paralel cu bateria de condensatoare 3 asigură formarea condițiilor pentru funcționarea sistemului 6,7,9 de stabilizare a tensiunii generatorului, ca urmare a creşterii alunecării rotorului în regim de generare față de rotirea sincronă a câmpului învârtitor al statorului şi creşterea tensiunii peste valoarea nominală. La atingerea de către tensiune a valorii de prag a amplitudinii pe fiecare alternanță $U_{pr.c}>U_{nom}$ traductorul de tensiune 8 formează semnale de comandă (fig.2a) pentru deschiderea cheilor electronice 6 (CEA, CEB, şi CEC), unde $U_{pr.a.}$- valoarea de prag a amplitudinii fazei respective care este semnalul de referință pentru sistemul de stabilizare; U_{nom}- tensiunea nominală a generatorului. Traductorul de tensiune 8 are o caracteristică de tip histerezis, ceea ce permite asigurarea unei funcționări mai stabile a sistemului de reglare şi diminuarea adâncimii modulației tensiunii de ieşire. Bucla de histerezis a traductorului 8 este mai îngustă ca bucla de histerezis a traductorului 9. Cheile formează un nou circuit pentru curentul din înfăşurarea de excitație, care asigură scurgerea lui directă în nulul înfăşurării de lucru 1 prin impedanțele 7. Impedanțele 7 pot avea şi valoarea egală cu zero. Această conectare a bornelor înfăşurării 2 conduce la apariția unui regim de sarcină mică s-au scurtcircuit în înfăşurarea statorului maşinii pe perioada intervalului de conductivitate a cheii electronice deschise (fig.2b) şi dezmagnetizarea maşinii. Ca urmare are loc micşorarea fluxului magnetic fundamental al generatorului şi micşorarea tensiunii. Deoarece intervalul de comutare este relativ mic pentru fiecare fază şi acest regim de scurtcircuit pentru faza respectivă are loc la tensiuni joase, în apropierea punctului de trecere prin nul a tensiunii fazei conectate şi repetate pe perioadă de cel puțin şase ori obținem o reacție lentă de reglare a valorii fluxului magnetic fundamental şi diminuarea fenomenului de modulație a tensiunii de ieşire în înfăşurarea de lucru 1 a generatorului. La trecerea prin nul a tensiunii fazei conectate de una din cheiele electronice 6 această tensiune îşi schimbă semnul şi ca urmare cheia electronică automat se închide deconectând borna fazei înfăşurării de excitație 2 de la nulul înfăşurării 1. Utilizarea acestui principiu de dirijare cu cheile electronice ale stabilizatorului simplifică realizarea lui constructivă.

Acelaşi fenomen are loc şi la varierea aleatoare atât a valorii sarcinii electrice a generatorului, cât şi în cazul devierii concomitente a sarcinii şi a vitezei vântului.

2.2.Rezultate ale testării experimentale a sistemului de stabilizare

Rezultatul tehnic al soluției propuse constă în lărgirea domeniului de funcționare stabilă a generatorului şi majorarea indicilor de calitate a energiei electrice produse de instalația eoliană la viteze variabile ale vântului şi la varierea aleatoare a sarcinii alimentate, inclusiv minimizarea modulației de amplitudine a tensiunii generatorului.

Eficiența soluției tehnice şi a dispozitivului propus s-a verificat în condiții de laborator pentru mostra generatorului asincron cu puterea electrică nominală de 0,3 şi 1,5 kW în regimuri echivalente pentru viteza vântului de 3-8 m/s.

S-a stabilit experimental, că bateria condensatoarelor de excitație este util de divizat în raportul $C_{11} \approx C_{21} \approx 0,5C$, unde C - capacitatea totală a bateriei. Prin aceasta frecvența de excitație şi de lucru se află în raportul $f_{ex} \approx 1,4f$, iar puterea activă nominală generată la viteza minimală a vântului va constitui (7-10)% din puterea nominală instalată. Prin aceasta se asigură funcționarea stabilă în regim de generare a generatorului asincron la toate vitezele vântului în diapazonul de lucru prescris. Pentru dispozitivele cunoscute de reglare rezerva de putere aptă de generare la viteza minimală a vântului este egală cu zero.

Stabilizatorul de tensiune a fost realizat ca mostră de laborator în baza cheilor electronice confecționate din tiristoare pentru efectuarea cercetărilor robustății principiului de stabilizare în condiții de laborator.

3. Concluzii

1. Dispozitivele de reglare a tensiunii generatoarelor asincrone cu excitație capacitivă cunoscute în prezent nu soluționează în complex problema stabilizării concomitente a tensiunii şi frecvenței şi lărgirea diapazonului de stabilizare, precum şi a siguranței de funcționare a instalațiilor eoliene la vitezele variabile ale vântului şi la varierea concomitentă şi aleatoare atât a vitezei vântului, cât şi a sarcinii electrice alimentate.

2. Utilizarea concepției de reglare a fluxului magnetic fundamental prin impuls al generatorului asincron cu excitație capacitivă permite îmbunătățirea regimului de funcționare, inclusiv minimizarea modulației amplitudinii tensiunii de ieşire la varierea aleatoare a vitezei vântului şi a sarcinii.

Lucrarea a fost realizată in cadrul Programului de stat **nr.1. „Asigurarea competitivității produselor industriale în construcția de maşini în baza inovațiilor Know-How, materialelor noi ş a tehnologiilor avansate**”, conducător Ion Bostan, acdemician, la indeplinirea lucrărilor de cercetare –dezvoltare " Elaborarea şi încercarea generatorului asincron trifazat cu turații joase şi cu excitație capacitivă"

Bibliografia

1. E.F.Fuchs, A.A.Fardoun, P.W.Carlin and R.W.Erichson. Permanent Magnet Machines for Operation with Large Speed Variations. Proceedings of wind Power '92, AWEA, 1992.
2. D.Yildiman, E.F.Fuchs, T.Batan. Test results of a 20 kW Variable Speed Direct Drive Wind Power Plant, Int. Conf. Electrical Machines, ICEM '98, 2-4 September, Istambul.
3. A.G.Kaldas, M.P.Papadopoulos, J.A.Tegopoulos. Multiple Permanent Magnet Generator Design for Gearless Wind Power Applications, Int. Conf. Electrical Machines, ICEM '98, 2-4 September, Istambul.
4. Vladimir Berzan. Particularități privind confecționarea generatorului asincron cu turații joase. Conferința Tehnico-ştiințifică Jubiliară a Colaboratorilor, Doctoranzilor şi studenților, Universitatea Tehnică a Moldovei. 8-9 octombrie 2004. Vol 3. Chişinău: 2004.- pp.291-292.

5. Lumer Inna, Berzan Vladimir, Bârladeanu Alexandru. Condiţiile privind eficienţa economică a utilizării instalaţiilor energetice eoliene în condiţiile climaterice ale R.Moldova. / Conferinţa ştiinţifică republicană „ Valorificarea rezultatelor ştiinţifice – baza dezvoltării durabile a economiei naţionale”, 16 iunie 2004, Cişinău.pp.185-186.
6. Лумер И.И., Берзан В.П., Бырладян А.С.О перспективах практического использования энергии ветра в Республике Молдова/ Сб. трудов третьей Всероссийской научно-технической конференции с международным участием “ ЭНЕРГЕТИКА: Управление, качество и эффективность использования энергоресурсов ”, 14-16 мая 2003. Благовещенск, 2003. Том II.-сс.374-377.
7. Alternateur asynchrone à excitation capacitive./ Auteurs: Berzan Vladimir, Bârlădeanu Alexandru, Tîrşu Mihai, Lumer Inna. Дополнение к каталогу III Московский международный салон инноваций и инвестиций, 4-7 февраля 2003г.,
8. Berzan V., Chitian A., Rimschi V. Mathematical Modelling Of Transients In An Adjustable Capacitor Bank./ 4th International Conference on Electromecanical and Power Systems SIELMEN 2003. Chisinau 26th-27th September 2003. Volume II. .
9. Berzan V., Bîrladeanu A., Tîrşu M., Postoronca Sv Investigaţii experimentale ale generatorului asincron cu excitaţie capacitivă./ 4th International Conference on Electromecanical and Power Systems SIELMEN 2003. Chisinau 26th-27th September 2003. Volume I.
10. Berzan V., Bârladeanu A., Tîrşu M.., Lumer Inna. Generator asincron cu excitaţie capacitivă. MD 2089 C2, Int[7] :H 02 K 17/28.2003.01.31, BOPI nr.1/203.
11. Лищенко А.И. Трехобмоточные АГ с емкостным и вентильным возбуждением для автономных энергоустановок./ Техническая электродинамика, 1995, № 4, с.42-45.
12. Datta R., Ranganathan V.T. Variable-Speed Wind Power Generation Using Double Wound Rotor Induction Machine: A Comparasion with Alternative Schemes. /IEEE Transactions Conversion, Vol 17 No. 3 , 2002. –pp. 414-421.
13. Автономный источник электроэнергии. / Атрощенко В.А. и др., Патент РФ №93052095, H02M5/16, 1996.06.27.
14. Dispozitiv de excitare şi stabilizare a tensiunii generatorului asincron acţionat de aeromotor./ Cerere de brevet a 2003 0234. Cl.Int. H 02 P9/46; F 03 D7/00 Autori: Berzan V., Bârlădeanu A., Tîrşu M., Lumer Inna, Postoronca Sv., Ermurachi Iu.
15. Stabilizator de tensiune a generatorului asincron cu turaţii joase. Cl.Int. H 02 P9/46; F 03 D11/00. Berzan V., Tîrşu M. Hotărâre de eliberare a brevetului de invenţie nr.5846 din 2008.03.21

Informaţii despre autori.
V.Berzan. Dr. hab. în tehnică, director adjunct pe probleme de ştiinţă a Institutului de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiinţifice: diagnoza indistructivă a echipamentului electroenergetic, procese nestaţionare în circuite electrice neomogene, modelarea matematică, transportul energiei electrice la distanţe mari, surse regenerabile de energie. Autor a peste 160 lucrări ştiinţifice, inclusiv monografii 10.
M.Tîrşu. Dr. în tehnică, şef de laborator. Domeniul intereselor ştiinţifice: diagnoza indistructivă a echipamentului electroenergetic, procese nestaţionare în circuite electrice neomogene, modelarea matematică, surse regenerabile de energie. Autor a 45 lucrări ştiinţifice, inclusiv monografii 5.
S. Postoronca. Cercetător ştiinţific la institutul de Energetică al AŞM. Domeniul intereselor ştiinţifice. Diagnoza echipamentului energetic cu metode indistructive de control, sisteme a electronicii de putere pentru conversia energiei electrice, valorificarea surselor regenerabile de energie. Autor a cca. 18 publicaţii ştiinţifice, menţionat cu medalii de bronz a Expoziţiei Internaţionale IFOINVENT (Chişinău)

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕПЛОМАССООБМЕННОЙ АППАРАТУРЫ ДЛЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ СИСТЕМ

Дорошенко А.В., Васютинский С.Ю.

(**Одесская государственная академия холода**)

Аннотация: Использование испарительного охлаждения для решения различных задач в энергетике позволяет решить ряд важных проблем в этой отрасли, включая экологические. Для рационального проектирования таких систем необходимо изучить те факторы, которые влияют на протекание процессов в испарительных системах.

Ключевые слова: испарительное охлаждение, испарительные системы.

Perfecționarea aparatajului de schimb al masei şi căldurii pentru sistemele energetice.

Doroşenco A.V., Vasiutinscki S.I.

(Academia de Stat a tehnicii frigorifice din Odesa)

Rezumat. Utilizarea răcirii evaporative pentru soluționarea diferitor probleme în energetică permite de-a rezolva un şir de probleme importante în această branşă, incluzând cele ecologice. Perntru proiectarea rațională a sistemelor de acest tip este necesar de studiat factori care influențează procesele petrecute în sistemele de evaporare.

Cuvinte cheie: racirea evaporativa**.**

The modernization of heat and mass transfer apparatus for energy systems

Doroshenko A.V., Vasyutynsky S.I.

(Odessa State Academy of Refregiration)

Abstract. The use of evaporative cooling for the decision of various problems in power allows solving a number of the important problems in this branch, including ecological. For rational design of such systems it is necessary to study those factors which influence course of processes in evaporating systems.

Key words: evaporative cooling.

1. Состояние вопроса в области изучения пленочных течений

Совершенствование и разработка высокоэффективных пленочных охладителей, прежде всего, связано с изучением процессов гидродинамики и тепломассообмена, сопутствующих испарительному охлаждению жидкостей и газов. Одним из перспективных методов интенсификации процессов тепломассопереноса в контактных устройствах плёночной аппаратуры является создание регулярной шероховатости (РШ) на рабочей поверхности насадки. Различным аспектам волнового течения жидкостных пленок по вертикальным поверхностям посвящены работы Капицы П.Л., Кафарова В.В., Накорякова В.Е., Жаворонкова Н.М., Малюсова В.А., Холпанова Л.П., Шкадова В.Я., Харина В.Ф., Романкова П.Г., Воронцова Е.Г., Уоллиса, Фуджита, Богнера и др. Эти исследования обобщены и дополнены в работах Дорошенко А.В. и Кириллова В.Х. [1, 3, 4]. В этой связи интерес представляют особенности волнообразования; границы существования ламинарноволнового режима течения; информация об амплитуде и периоде стационарных волн и их взаимосвязи с интенсивностью массообмена, а также о длине начального участка волнообразования; оптимальные параметры шероховатости РШ. Практический интерес представляет область двухфазных потоков, имеющая отличия, проявляющиеся, например, в возможном гидродинамическом взаимодействии фаз.

Волновое течение тонкого слоя вязкой жидкости по плоской вертикальной поверхности с регулярной шероховатостью

На основе уравнений Навье – Стокса и неразрывности, рассмотрев соответствующие граничные условия, к числу которых относятся условия прилипания на шероховатой поверхности, кинематические и динамические условия на свободной поверхности, о непрерывности касательных и нормальных напряжений на свободной поверхности, можно прийти к следующему дифференциальному уравнению:

$$\frac{\partial V_x}{\partial t} + V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} - \frac{\partial V_x}{\partial y} \int_{f_1(x)}^{y} \frac{\partial V_x}{\partial x} dy = \frac{1}{Fr} + \frac{1}{We} \frac{\partial^3 h}{\partial x^x} + \frac{1}{Re} \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} \qquad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_{f_1(x)}^{h} V_x dx = 0 \ (2); \quad V_x = 0 \ \text{ при } y = f_1(x), \ (3); \ \frac{\partial V_x}{\partial y} = \tau_{\tilde{a}} \text{ , при } y = h(t,x), \ (4),$$

где безразмерные переменные имеют вид:

$$\bar{x} = \frac{x}{\delta_N} \ (\ \delta_N = \sqrt[3]{\frac{3Q\nu}{\rho g}} \ ), \ \bar{y} = \frac{y}{\delta_N} \ , \ \varepsilon = \frac{e}{\delta_N} \ , \ \bar{V}_x = \frac{V_x}{V_0}, \ \bar{p}_ж = \frac{p_ж}{\rho V_0^2},$$

$$\bar{t} = \frac{t V_0}{\delta_N} \ , \ \bar{\tau} = \frac{\tau_{\tilde{a}} \delta_N}{\mu V_0} \ , \ Re = \frac{V_0 \delta_N}{\nu}, \ Fr = \frac{V_0^2}{g \delta_N}, \ We = \frac{\rho \delta_N V_0^2}{\sigma}.$$

Волновой режим на свободной поверхности плёнки жидкости, текущей по вертикальной поверхности с РШ, представляет собой суперпозицию двух видов волн: прогрессивных и стоячих [3]. При регулярно-волновом режиме бегущие волны по поверхности плёнки перемещаются с постоянной скоростью *c*, а стоячие волны как бы повторяют профиль поверхности с РШ и период этих волн равен расстоянию между соседними выступами или впадинами РШ (рисунок 1.). Решение дифференциальной задачи (1) – (4) ищем в таком виде (линейная теория):

$$h(t,x) = \alpha_0 \, h_0(x - ct) + \varepsilon \, h_1(x) + 0(\alpha_0 \, \varepsilon),$$
$$V_x(t,x) = \alpha_0 \, V_0(x - ct) + \varepsilon \, V_1(x) + 0(\alpha_0 \, \varepsilon),$$

здесь h_0 , V_0 – определяют прогрессивные волны, бегущие со скоростью *c*, α_0 – средняя амплитуда бегущих волн, причём $\alpha_0 < 1$; $h_1(x)$ – стоячие волны ($\varepsilon < 1$– средняя амплитуда стоящих волн).

Как правило, для плёночных тепломассообменных аппаратов с насадочными элементами с РШ, расстояние между впадинами шероховатости *p* значительно больше средней длины прогрессивных волн λ ($p >> \lambda$), поэтому бегущие волны представляют собой высокочастотные возмущения (рябь), распространяющиеся по поверхности стоячих волн. Поэтому определяющий волновой режим на поверхности тонкого слоя жидкости представляется стоячими волнами. Математическое описание такого движения определяется уравнениями (1–4) и имеет вид:

$$V_x \frac{\partial V_x}{\partial x} - \frac{\partial V_x}{\partial y} \int_{f_1(x)}^{y} \frac{\partial V_x}{\partial x} dy = \frac{1}{Fr} + \frac{1}{We} \frac{\partial^3 h}{\partial x^x} + \frac{1}{Re} \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} \qquad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \int_{f_1(x)}^{h} V_x dx = 0 \cdot$$

$V_x = 0$, при $y = f_1(x)$; $\frac{\partial V_x}{\partial y} = \tau_{\tilde{a}}$, при $y = h(t,x)$, где $h = h(x)$ – искомое уравнение свободной поверхности, причём функция $h(x)$ является периодической: $h(x) = h(x + p)$, с периодом *p,* равным периоду РШ. С помощью замены переменной в конечном итоге получим дифференциальное уравнение относительно локальной толщины плёнки жидкости $\delta(x)$, которое можно свести к системе уравнений первого порядка:

$$\delta'(x) = \delta_1(x); \ \delta_1'(x) = \delta_2(x) \qquad (6)$$

$$\delta_2' = \frac{3}{2}\frac{We}{Re}\ \frac{2-\tau_г\delta^2}{\delta^3} - \left(\frac{3\,We}{Re} + f_1'''\right) - \frac{We}{40}\ \frac{48-2\tau_г\delta^2-\tau_г^2\delta^4}{\delta^3}\delta_1 +$$

$$+\ \frac{We}{8}\ \frac{12-8\tau_г\delta^2+\tau_г^2\delta^4}{\delta^3}f_1'$$

Система дифференциальных уравнений (6) для локальной толщины плёнки жидкости без газового потока ($\tau = 0$) имеет вид:

$$\delta'(x) = \delta_1(x);\ \delta_1'(x) = \delta_2(x) \qquad (8)$$

$$\delta_2' = 3\ \frac{We}{Re}\ \frac{1}{\delta^3} - \left(\frac{3\,We}{Re} + f_1'''\right) - \frac{6}{5}We\ \frac{\delta_1}{\delta^3} + \frac{3}{2}\ We\ f_1',$$

при условии периодичности: $\delta\ (0) = \delta\ (p);\ \delta'\ (0) = \delta'\ (p);\ \delta''\ (0) = \delta''\ (p).$ (9)

Результаты расчетов представлены на рисунке 2. При противотоке фаз локальная толщина слоя жидкости определяется из полного уравнения (8). Как показывает численный анализ, влияние газового потока на толщину слоя сказывается лишь при скоростях газа $V_Г \geq 8 м/с$. Из рис. 2Б видно, что при скорости газа $V_Г = 10 м/с$ газовый поток стабилизирует плёночное течение, поверхностные возмущения сглаживаются, а средняя толщина плёнки несколько уменьшается.

Устойчивость раздельного двухфазного течения в плоском канале тепломассообменных аппаратов с регулярной шероховатостью

В пленочных аппаратах для оптимального протекания процессов необходимо обеспечить режим активного гидродинамического взаимодействия фаз при отсутствии сильного каплеуноса и «захлебывания» насадочной части аппарата. В связи с тем, что известные результаты теоретических и экспериментальных исследований предельных нагрузок противоречивы [1, 4, 6], имеет смысл определение максимальных коростей по пару и жидкости. Если, в соответствии с данными [3] жидкость и газ считать идеальными средами, то можно применить теорию потенциальных течений. С помощью уравнений неразрывности и интегралов Коши-Лагранжа для жидкости и газа можно получить

$$w_г^* = \left[\frac{\sigma\cdot\xi}{\rho_2\cdot\delta_N}\cdot th\left(\xi\cdot\left(\frac{r}{\delta_N}-1\right)\right)\right]^{1/2} - w_ж, \qquad (10)$$

где $w_ж$ - скорость жидкости, $w_г$ - скорость газового потока.

Постоянную ξ в уравнении (10) подберем исходя из обобщенного критериального уравнения, определяющего предельные нагрузки обеих фаз при противотоке и учитывающего длину и диаметр канала [3].

$$\xi = \gamma\cdot We^{\alpha_1}\cdot\left(\frac{\mu_1}{\mu_2}\right)^{b_1},$$

где γ, α_1, b_1 найдем методом наименьших квадратов, $\gamma = 0.01$, $\alpha_1 = -0.5$, $b_1 = -0.12$.

Зависимость (10) соответствует течению в вертикальном канале с гладкими стенками. Для вертикальных каналов с РШ поверхности, высота или глубина которой сравнима с δ_c, при течении образуются на поверхности пленки стоячие волны большой амплитуды, для учета влияния которых при сильном гидродинамическом взаимодействии фаз следует ввести поправку на РШ поверхности в формулу (10)

$$w^*_{г,ш} = w^*_г \cdot \left(1 - \alpha_2 \cdot \left(\frac{e}{p}\right)^{b_2}\right), \qquad (11)$$

где $w^*_г$ определяется соотношением (14), а величины a_2, b_2 подлежат определению. С помощью обобщения экспериментальных данных работ [1,3], получим: $a_2 = 0.88$, $b_2 = 0.572$. Соотношения (10 – 11) справедливы в следующем диапазоне изменения параметров: $20 < Re_1 < 100$; $0.3\ м < H < 0.85\ м$; $16\ мм < d_э < 24\ мм$.

Экспериментальное изучение пленочных течений по поверхности полимерных листов с регулярной шероховатостью

Результаты по экспериментальному исследованию РШ типа «выступ» [1] авторами были дополнены в результате совместных исследований ОГАХ с институтом проблем химической физики ИПХФ РАН 2006 году, применительно к новым задачам, возникшим в результате использования пленочных полимерных ТМА [2]. В первую очередь это касается формы РШ типа «впадина».

Плоские листы были выполнены из поликарбонатной пластины с РШ в виде равномерно рассредоточенных по поверхности листа горизонтальных впадин – рисунок 3.А. Глубина впадин 0.3 мм, ширина у основания 1 мм. Величина $k = p/e$ в опытах изменялась дискретно (k = 2.5, 11; 25; 30; 55; 100). Значения $\delta_ж$ усреднялись по ширине канала. Исследование выполнено как в отсутствие, так и при наличии газового потока, причём в последнем случае особое внимание уделялось вопросам устойчивости течений. Исследования проводились на стенде (рисунок 4) методом электропроводности, который наиболее распространен при изучении двухфазных систем. Основные результаты приведены ниже. Наличие шероховатости ускоряет переход от ламинарной к турбулентной области течения, снижая пороговое значение $Re^*_ж$.

Для насадки из ПМ важнейшим является вопрос о величине смоченной поверхности. Устойчивое фронтальное течение по вертикальной плоскости с РШ наблюдается лишь при больших расходах жидкости. Наличие РШ типа «впадина» значительно улучшает ситуацию с распределением жидкостной пленки по поверхности полимерного листа насадки. Канавки РШ (впадины) выполняют роль накопителей и перераспределителей жидкости, повышая тем самым реальную величину смоченной поверхности.

Величина $a_{ТМО} = F_М/F_Т$ получена расчетом из опытных данных. В среднем, соотношение поверхностей $a_{ТМО}$ составляет 0.3-0.6 (что несколько больше, чем для плоского листа с РШ типа «выступ» [1]) и было в дальнейшем использовано при расчетах коэффициентов переноса. Капиллярно-пористое покрытие поверхности приближает величину a к 100%. Полученные результаты подтверждают высокую устойчивость пленочного течения по поверхности полимерного листа с РШ типа «впадина» и значительный рост удельной смоченной поверхности листа.

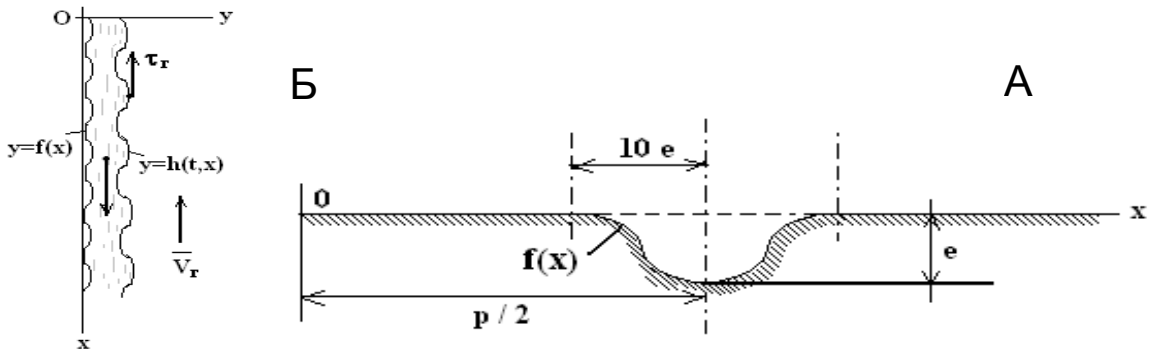


Рисунок 1. Характер пленочного течения по поверхности листа с регулярной шероховатостью: А. Профиль шероховатой поверхности с впадинами РШ; Б. Характер пленочного течения.

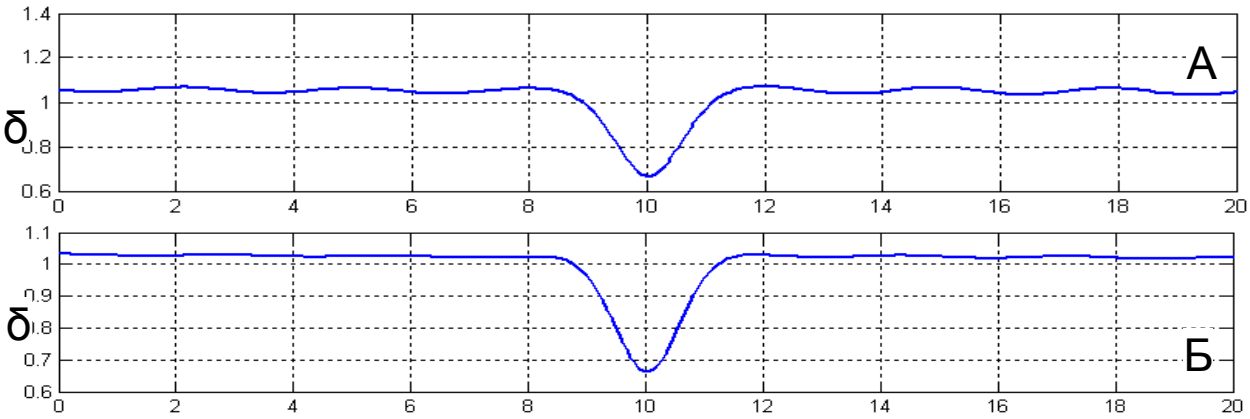


Рисунок 2. Локальная толщина плёнки жидкости, текущей по вертикальной поверхности с регулярной шероховатостью.

А. Локальная толщина плёнки жидкости δ при Re = $400_ж$, ***$V_г$ = 0 м/с*** (δ (0) = δ (p) = 1,055 , δ′ (0) = δ′ (p) = - 0,026 , δ″ (0) = δ″ (p) = 0,009).

Б. Локальная толщина плёнки жидкости при Re = $400_ж$, ***$V_г$ = 10 м/с***, (δ (0) = δ (p) = 1,032, δ′ (0) = δ′ (p) = - 0,001 , δ″ (0) = δ″ (p) = -0,01).

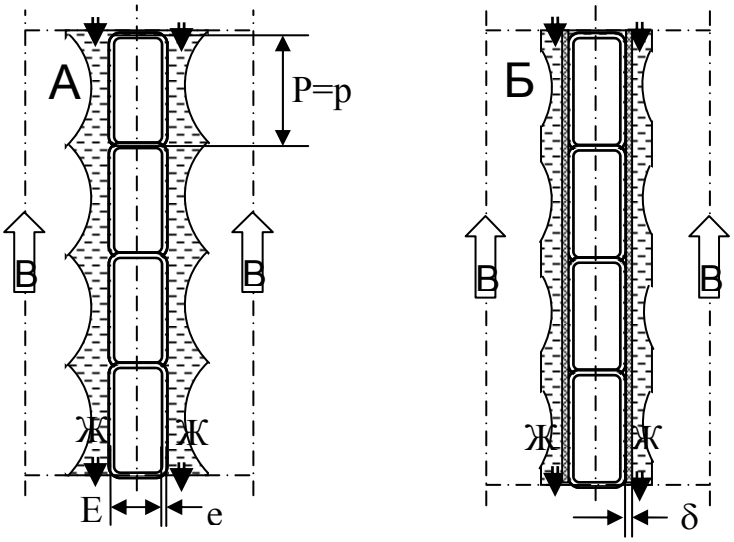


Рисунок 3. К вопросу об организации эксперимента на одноканальной модели.

А. Элемент насадки НИО с регулярной шероховатостью поверхности РШ;

Б. Схема пленочного течения по плоской стороне листа с капилярно-пористым покрытием поверхности

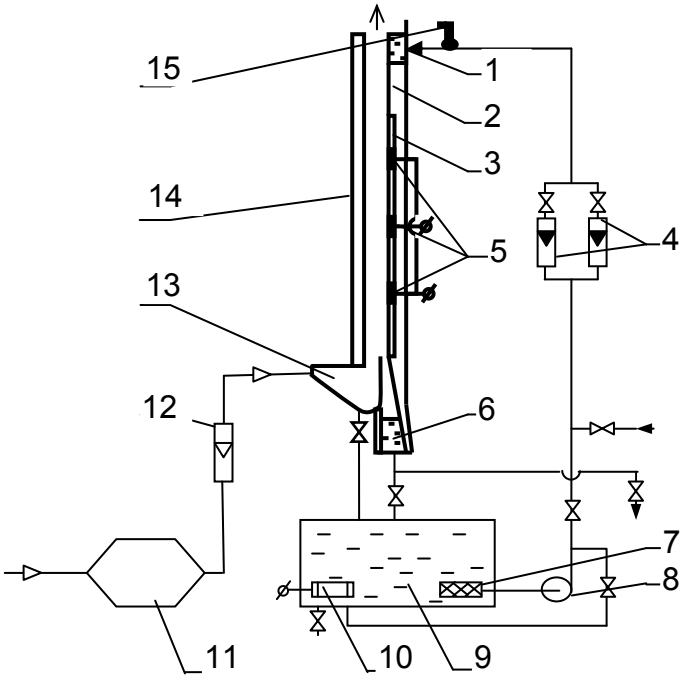


Рисунок 4. А. Экспериментальный стенд (одноканальная модель) для изучения пленочных течений.

Обозначения: 1 – распределитель жидкости; 2 – крепежная рама; 3 – лист насадки; 4 – блок водяных ротаметров; 5 – электроды; 6 – сборник жидкости; 7, 8, 9 – фильтр, насос, бак; 10 – нагреватель; 11 – ресивер; 12 – воздушный ротаметр; 13 – воздухораспределитель; 14 – смотровая панель; 15 – контактный термометр.

Выводы по работе:

1. Аналитически определена толщина слоя жидкости при противоточном контактировании пара и жидкости в насадке. Влияние газового потока на толщину слоя сказывается лишь при скоростях газа $V_г \geq 8$ м/с. При скорости газа $V_г = 10$ м/с газовый поток стабилизирует плёночное течение, возмущения сглаживаются, а средняя толщина плёнки несколько уменьшается.
2. При противоточном контакте в аппарате определены максимальные нагрузки по пару и жидкости, определены диапазоны изменения входных параметров, в котором справедливы полученные соотношения.
3. Наличие шероховатости ускоряет переход от ламинарной к турбулентной области течения, снижая пороговое значение $\mathrm{Re}^*_{ж}$. А регулярная шероховатость типа «впадина» значительно улучшает ситуацию с распределением жидкостной пленки по поверхности полимерного листа насадки. Лист из поликарбоната с таким типом регулярной шероховатости может быть рекомендован для создания базовых элементов насадок.

Литература

1. Дорошенко, А. В. Компактная тепломассообменная аппаратура для холодильной техники (теория, расчет, инженерная практика): Дис. …докт. техн. наук. – Одесса, 1992, 340 с.

2. Концов М.М., Дорошенко, А.В., Филипцов С.Н., Горин А. Интенсификация тепло- и массообмена в аппаратах альтернативных холодильных систем. Холодільна техніка і продовольча безпека. 2005, с. 39 – 46.
3. Кириллов, В.Х., Дорошенко, А.В., Особенности пленочного течения жидкости по поверхности с регулярной шероховатостью. Инженерно-физический журнал, Т. 54, №5, 1988, с. 739-745.
4. Кириллов, В.Х., Дорошенко, А.В., Максимальные значения скорости газа в тепломассообменных аппаратах, Инженерно-физический журнал, Т. 69, №2, 1996, с. 269-285.
5. Васютинский С.Ю. Моделирование рабочих процессов и совершенствование косвенно-испарительных воздухоохладителей: Дис. … канд. техн. наук. – Одесса, 1996, 160с.
6. Интенсификация тепло и массообмена в энергетике / Б.В. Дзюбенко и др.; под ред. Ю.А. Кузма-Кичты.- М.: ФГУП «ЦНИИАТОМИНФОРМ», 2003, 240с.

СИСТЕМА РЕГУЛИРОВАНИЯ ГАЗООХЛАДИТЕЛЯ ТЕПЛОНАСОСНОЙ УСТАНОВКИ В КОМБИНИРОВАННОЙ СИСТЕМЕ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ В ШИРОКОМ ДИАПАЗОНЕ ИЗМЕНЕНИЯ ТЕПЛОВОЙ НАГРУЗКИ

Журавлев А.А., Шит М.Л., Шит Б.М., Попонова О.Б., А.Л. Зубатый
Институт Энергетики Академии Наук Молдовы

Аннотация: Рассмотрена структура системы управления газоохладителем теплового насоса на диоксиде углерода в сверхкритическом цикле. Рассмотрена структура системы управления, комплексом «тепловой насос – центральный тепловой пункт» с учетом критериев максимального COP теплонасосной установки и минимума избытков расхода теплоты на отопление.
Ключевые слова. Теплонасосная установка, система управления.

SISTEMUL DE DIRIJARE AL RĂCITORULUI DE GAZE A INSTALAȚIEI CU POMPA DE CĂLDURĂ ÎN SISTEMUL COMBINAT DE TERMOFICARE ÎN DIAPAZONUL LARG A VARIAȚIEI A SARCINII TERMICE

Juravliov A.A., Şit M.L., Şit B.M., Olga Poponova, A.Zubatîi
Institutul de Energetică al Academiei de Ştiinţe a Moldovei
Rezumat: Este examinată structura sistemului de dirijare al răcitorului de gaze la bioxidul de carbon, care funcționează în ciclul termodinamic transcritic. Este examinată structura sistemului de dirijare a complexului „punct termic de repartizare a energiei termice – instalația cu pompa de căldură ”, tinînd cont de criteriile maximumului de COP al instalției cu pompa de căldură şi minimumului al surplusurilor ale comsumului de căldură la încălzire.
Cuvinte cheie: instalaţie cu pompa de căldură, sistemul de dirijare.

AUTOMATIC CONTROL SYSTEM OF HEAT PUMP STATION GAS COOLER AT THE WIDE RANGE OF HEAT LOAD FOR THE COMBINED DISTRICT HEATING SYSTEM

Juravleov A.A., Sit M.L., Sit B.M., Olga Poponova, A. Zubatii
Istitute of Power Engineering of the Academy of Sciences of Republic of Moldova
Abstract: There is examined the structure the of control system of gas cooler of heat pump station, which uses the carbon dioxide as the working fluid in the transctitical thermodynamical cycle. It is analiyed the structure of the complex: heat pump station – district heating system.
Key words: heat pump station, automatic control system.

1. Введение.

Рассматривается комплекс «теплонасосная установка (ТНУ) – центральный тепловой пункт» системы теплоснабжения района. Для этого комплекса критерием качества является поддержание выходной величины в заданной «полосе», причем, при обязательном обеспечении максимального коэффициента использования теплоты (COP) ТНУ. Одновременно должно быть выработано такое задание по выходному параметру ТНУ, при котором обеспечивался бы минимум избытка теплоты на отопление.

Применение тепловых насосов в комбинированных системах теплоснабжения, включающих в себя ТЭЦ в качестве основных источников теплоты и ТНУ в качестве распределенных источников теплоты и использующих теплоту обратной сетевой воды

в качестве низкопотенциального источника теплоты, приводит к снижению расхода топлива на ТЭЦ и платы за тепловую энергию у потребителя [1-5]. Данная работа является развитием работ авторов [4,5], в которых рассмотрена комбинированная система теплоснабжения, включающая в себя ТЭЦ, центральные тепловые пункты с установленными на них теплонасосными установками и потребителей, получающих тепло по качественному графику теплоснабжения. Вопросам исследования систем управления теплонасосных установок, использующих диоксид углерода (R744) в качестве рабочего тела посвящен ряд работ [2,7,8]. В этих работах рассмотрены структуры систем управления ТНУ, в основном, для кондиционеров и теплонасосных нагревателей воды для целей горячего водоснабжения потребителей. Задача, связанная с регулированием ТНУ при переменной тепловой мощности нагрузки и переменной температуре воды после ТНУ до настоящего времени не исследовалась. Нами рассматривается первая из ряда задач по проектированию систем управления такими ТНУ – задача создания системы управления газоохладителем ТНУ.

Газоохладитель (ГО) ТНУ представляет собой газожидкостный кожухозмеевиковый теплообменник, тепловой расчет которого рассмотрен в [9].

Целью данной работы является построение структуры системы управления ГО, которая должна обеспечить возможность максимизации коэффициента тепловой эффективности ТНУ (COP) при переменной тепловой нагрузке и переменной температуре воды на выходе ГО.

2. Описание объекта управления.

Структурная схема комбинированной системы теплоснабжения приведена на рис.1.

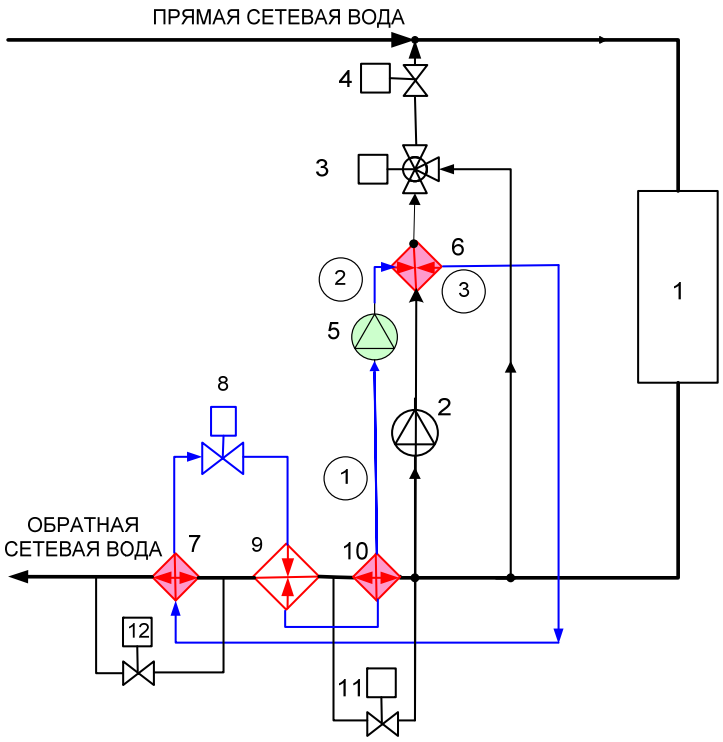


Рис.1. Структурная схема ЦТП с ТНУ

Система включает в себя нагрузку теплового пункта 1 (отапливаемые здания), насос подмешивания обратной сетевой воды 2, смесительный клапан 3, клапан

регулирования суммарного расхода подмешиваемой воды 4 и теплонасосную установку (приведена упрощенная схема), которая состоит из компрессора 5, газоохладителя 6, охладителя газа после газоохладителя 7, клапана, регулирующего клапана 8, испарителя 9, перегревателя рабочего тела после испарителя 10, регулирующих клапанов 10 и 11. Система работает следующим образом. Подмешиваемая насосом 2 обратная сетевая вода, поступает на узел смешения квартальной тепловой сети. Расход этой воды регулируется регулирующим клапаном 4, а температура корректируется смесительным клапаном 3.

Теплонасосная установка, отбирает теплоту обратной сетевой воды и поднимает ее на более высокий температурный уровень. При этом появляется возможность работы ТЭЦ на пониженном температурном графике. В состав ТНУ входит компрессор 5, который компримирует газ из испарителя 9. В испарителе 9 происходит отбор теплоты обратной сетевой воды. В перегревателе газа 10 происходит удаление испарение капель газа после испарителя. Его роль заключается в повышении безопасности системы (недопущения попадания жидкого CO_2 в компрессор). Для переохлаждения газа после газоохладителя служит теплообменник 7, который обеспечивает охлаждение газа за счет обратной сетевой воды. Этот теплообменник обеспечивает также повышение тепловой мощности испарителя. Пример термодинамического цикла ТНУ приведен на рис.2.

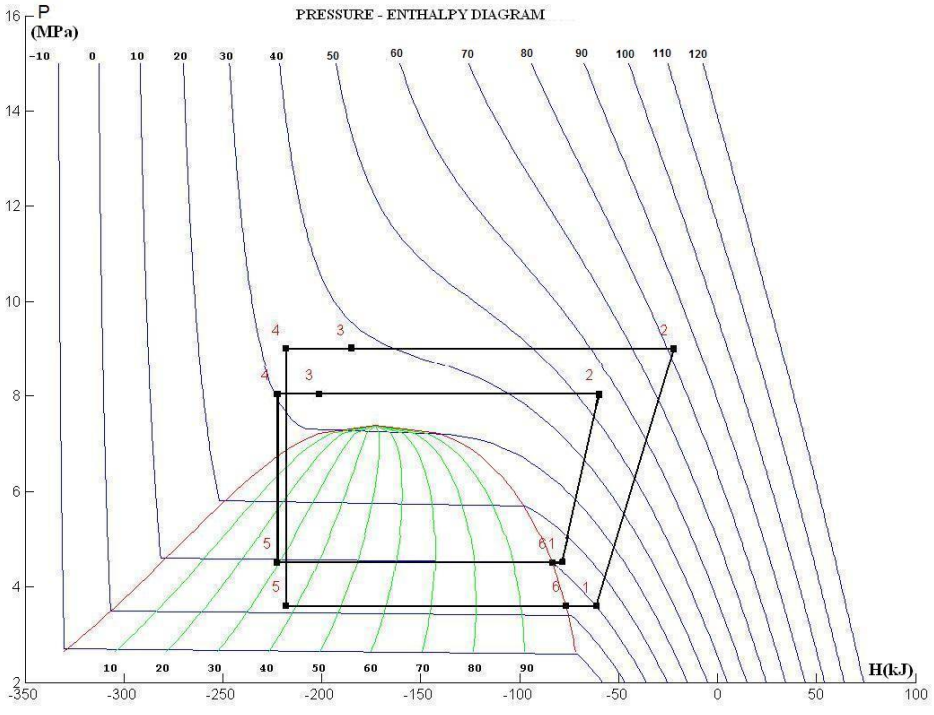


Рис.2 Термодинамический цикл ТНУ в диаграмме «энтальпия-давление»

Точка 6 на диаграмме соответствует состоянию газа после испарителя, т.6 – состоянию газа после перегревателя, т.2 – то же после компрессора (на входе в ГО), т.3 – то же, но на выходе из ГО, т.4. – то же, но после переохладителя газа.

Отметим, что ГО ТНУ работает в данной системе в сверхкритическом цикле, т.е., при давлениях CO_2, больших чем 7,34 МПа. При давлениях газа выше критического плотность, вязкость, теплоемкость газа меняются значительно. Нами при моделировании теплофизических и транспортных свойств CO_2 использовалась модель

Шпана - Вагнера [10]. В Институте энергетики создан программный комплекс, который позволяет моделировать зависимость теплофизических свойств CO_2 в зависимости от температуры и давления газа и строить термодинамические циклы работы ТНУ (рис.2). Статические и динамические модели теплообменных аппаратов при переменных значениях плотности, теплоемкости газа, теплопроводности и т.д. разработаны в [9-12].

СОР ТНУ может быть представлен следующей формулой:

$$COP = \frac{h_3 - h_2}{h_2 - h_1}, \qquad (1)$$

где, h_i – энтальпии в точках 1-3 системы.

3. Система управления газоохладителем.

Система включает в себя: подсистему управления давлением компрессора, подсистему управления температурой перегрева газа после испарителя, подсистему управления температурой воды после узла смешивания, координирующую подсистему.

Основной отличительной особенностью системы управления является ее двухуровневая структура, где во внешнем контуре управления координирующим регулятором выполняется оптимизация параметров термодинамического цикла, т.е., динамических заданий для конкретных систем управления ТНУ. В самих подсистемах управления производится оптимизация по критериям минимума среднеквадратической ошибки, быстродействия и других (с учетом работы этой подсистемы в многосвязной системе управления) при приложении к подсистеме возмущающих и задающих воздействий.

Рассмотрим структуру системы регулирования давления нагнетания компрессора.

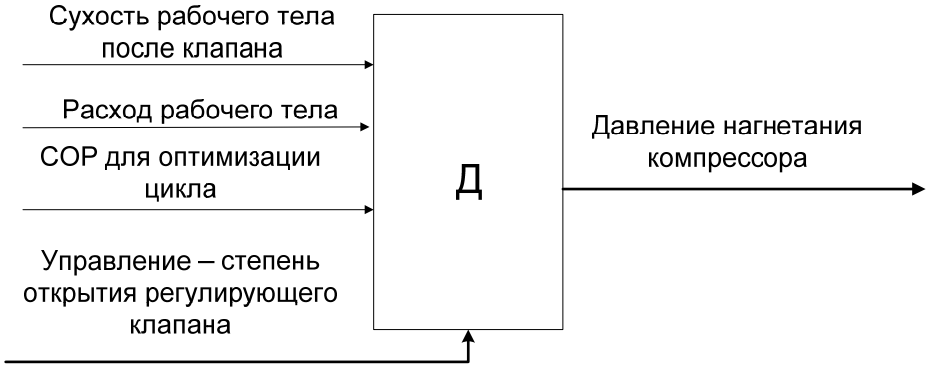


Рис.3. Блок-схема системы регулирования давления нагнетания компрессора

Структура системы управления температурой воды на выходе из газоохладителя системы отопления представлена на рис.4.

Принцип работы рассматриваемой комбинированной следящей системы заключается в формировании сигнала задания в зависимости от внешних факторов:

- температуры окружающего воздуха и скорости ветра,
- температуры прямой сетевой воды, расходов воды через газоохладитель,
- расходов на входе и выходе из узла смешения

и внутренних факторов:

- давления после газоохладителя,
- коэффициента теплопередачи от газа к воде в газоохладителе,

- коэффициента усиления регулирующего клапана как функции расхода газа через него самого.

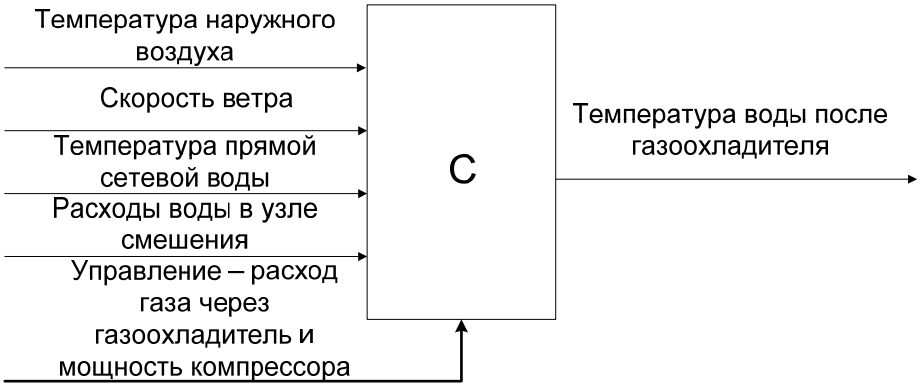


Рис.4. Блок схемы системы регулирования температуры после газоохладителя.

Критерий качества работы этой подсистемы – минимум среднеквадратического значения ошибки системы.

На эту систему воздействует оптимизирующий регулятор путем передачи данных о задаваемых параметрах цикла и коррекции производительности компрессора в зависимости от работы других подсистем (например, от нагрузки системы ГВС).

Из рассмотрения уравнения можно видеть, что изменить мощность компрессора можно, используя следующие стратегии:

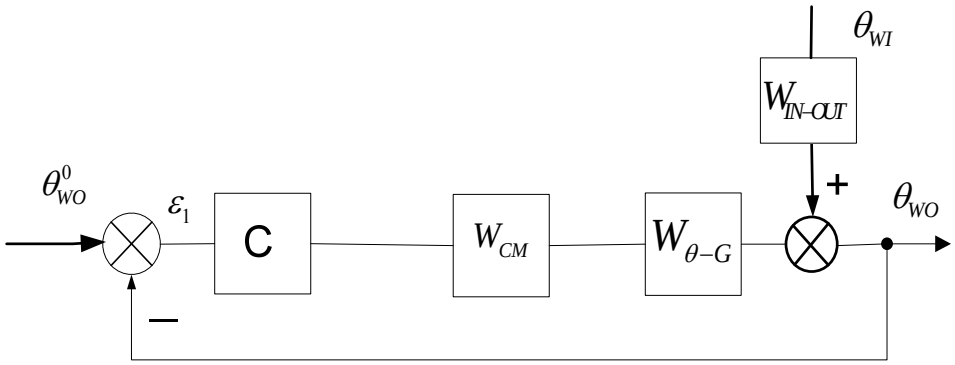


Рис. 5. Структурная схема САУ температурой подмешиваемой сетевой воды

В зависимости от отклонения температуры (или расхода) обратной воды здания от расчетной (в случае увеличения температуры обратной воды, относительно температурного графика), изменить массовый расход хладагента m_R и, соответственно, мощность компрессора.

Для обеспечения минимума расхода электрической энергии в переходном процессе в этой системе необходимо соответствующим образом выбрать закон регулятора и его параметры настройки.

Так как давление нагнетания компрессора не является независимой переменной, то компрессор и газоохладитель вместе необходимо рассматривать как один узел.

Рассмотрим статические характеристики газоохладителя теплового насоса для центрального теплового пункта, нагревающего 5,84 кг/с воды с начальными температурами $31°C$, $30°C$, $27°C$ соответственно до температур $73°C$, $57°C$, $45,5°C$.

Для газоохладителя в виде кожухозмеевикового теплообменника [7,9] определено количество секций (всего 7), состоящих из навитой на трубу диаметра 0,3 м., трубки диаметром 0,012 м., толщиной стенки 0,001 м., шаг навивки был принят 0,013м. Длина трубки составила 30 м. При этом параметры работы газоохладителя оказались следующими (см. таблицу).

Таблица 1. Параметры работы газоохладителя.

Температура наружного воздуха, $°C$	Расход газа через ГО, кг/с /давление газа, МПа	Температура газа на входе в ГО, $°C$	Температура газа на выходе из ГО, $°C$
-9	8/9	115	37
0	8/8	74	34,15
6	5/8	62	28,4

Из рассмотрения таблицы следует, что добиться управляемости данного газоохладителя на диоксиде углерода вполне возможно, изменяя давление его давление, а также его расход, температуру и давление газа на входе в компрессор.

На рис. 6 приведен график изменения температуры газа и воды по длине трубок газоохладителя (длина трубок 30 м.) для наружной температуры воздуха равной $0°C$.

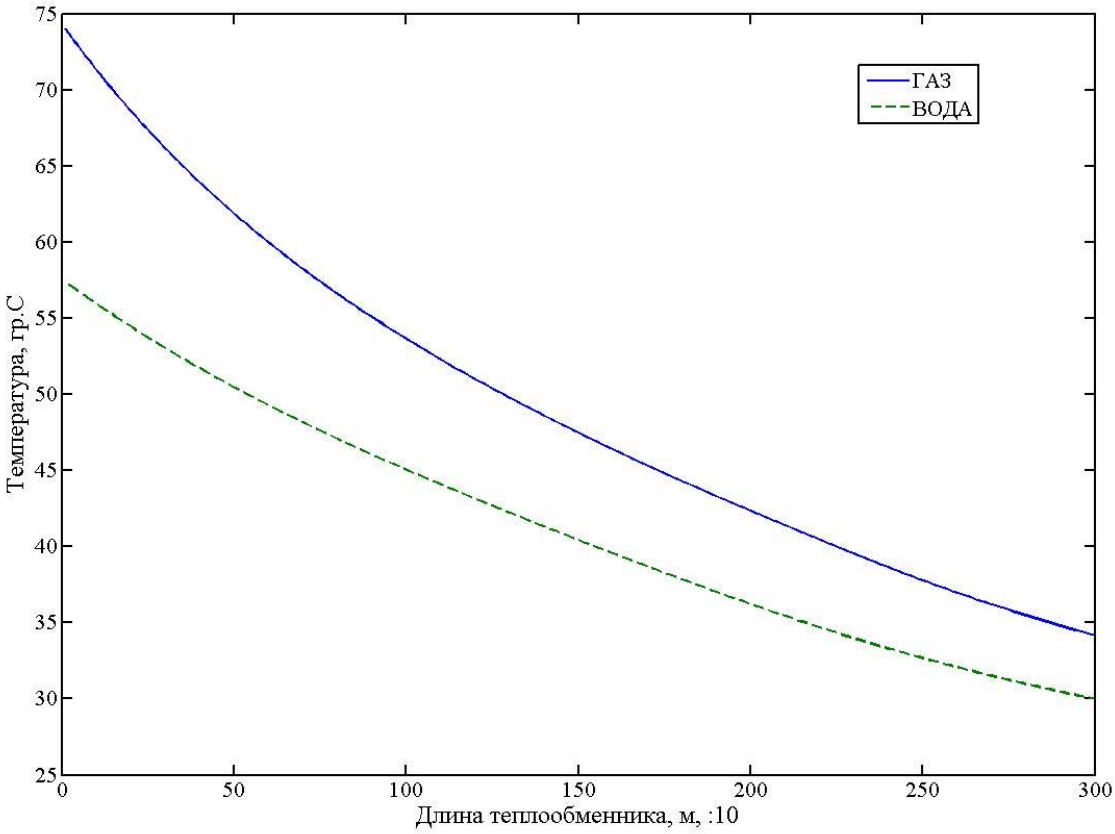


Рис. 6. Распределение температур газа и воды по длине трубок газоохладителя

Выводы.

1. Структура системы управления газоохладителем ТНУ, как объекта управления температурой воды на его выходе должна включать в себя сигналы давления и температуры газа перед ГО, сигнал о производительности компрессора, сигналы о температуре и давлении газа перед компрессором после перегревателя газа.
2. Система управления газоохладителем ТНУ должна быть выполнена двухуровневой, где на верхнем уровне формируются задания по расходу газа и температуре газа на входе в газоохладитель и выполнена в виде системы с моделью объекта, а также учитывать кроме динамики самого газоохладителя, динамику отапливаемых зданий и их систем отопления.

Литература

1. Яровой Ю.В., Лебедев О.В. «О Конгрессе Ассоциации Euroheat and Power "Тенденции и реалии теплоснабжения в ЕС"», Новости теплоснабжения, №9, 2007, с.15…18.
2. Stene Jørn. "Residential CO2 heat pump system for combined space heating and hot water heating", International Journal of Refrigeration 28(2007), p. 1259-1265.
3. Журавлев А.А.,Шит М.Л., Шит Б.М., Попонова О.Б., Тимченко Д.В. «Технико-экономическая эффективность использования тепловых насосов на ТЭЦ»/ Проблемы региональной энергетики. Кишинев, 2007. №1. С. 70-73.
4. A.Juravleov, M.Sit, B.Sit, O.Poponova, Timcenco D. The use of heat pump systems in district heating. Analele Universitatii din Craiova, Seria: Inginerie Electrica, nr.31, 2007, Vol.II, p.229-232.
5. Шит М.Л., Журавлев А.А., Попонова О.Б., Шит Б.М., Тимченко Д.В. «Применение теплонасосных установок в квартальных тепловых сетях». – Третья Международная научно–техническая конференция «Низкотемпературные и пищевые технологии в XXI веке». 13-15 ноября 2007 г., СПбГУНиПТ. С.117-124.
6. Шевяков А.А., Яковлева Управление тепловыми объектами с распределенными параметрами. М., 1986 г., 206 с.
7. Калнинь И.М., Деревич И.В., Пустовалов С.Б. Исследование газоохладителей тепловых насосов на R744. Холодильная техника, №11, 2004, с.10-15.
8. Jian Min Yin, C.W. Bullard, P. S. Hrnjak "R-744 gas cooler model and validation:. International Journal of Refrigeration v. 24 (2001),h.692-701.
9. Деревич И.В., Смирнова Е.Г. «Метод расчета теплообмена при противоточном движении теплоносителей с переменными теплофизическими свойствами». Теоретические основы химической технологии. 2002, т.36, №4, с.376-380.
10. R. Span and W. Wagner "A New Equation of State for Carbon Dioxide Covering the Fluid Region from the Triple-Point Temperature to 1100 K at Pressures up to 800 MPa". Journal of Physical and Chemical Data, 1996, No6, pp.1509-1596.
11. R. Span and W. Wagner "Equations of State for Technical Applications. III. Results for Polar Fluids" International Journal of Thermophysics, Vol. 24, No. 1, January 2003 (© 2003), pp.111-162.

Сведения об авторах.

А.А.Журавлев - к.т.н, заведующий лабораторией микропроцессорных систем управления Института энергетики АНМ, область научных интересов: применение современных методов разработки и исследования микропроцессорных систем управления технологических процессов, автоматизированный учет и распределение энергоресурсов, e-mail: a_zhur@mail.ru

Шит М.Л. - к.т.н, ведущий научный сотрудник лаборатории микропроцессорных систем управления Института энергетики АНМ, область научных интересов: системы управления в энергетике, промышленности, сельском хозяйстве, системы управления мобильными объектами, e-mail: ieasm@cc.acad.md.

ПЕРСПЕКТИВЫ РАЗВИТИЯ СОЛНЕЧНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ.

Дорошенко А.В.,. Шестопалов К.А.

(**Одесская государственная академия холода**)

Аннотация. В работе описана методология создания нового поколения солнечных плоских коллекторов для систем тепло- и хладообеспечения на основе использования многослойных, многоканальных структур из полимерных материалов в их конструкции. разработана модель рабочих процессов, происходящих в солнечном коллекторе, с учетом механизма тепловых потерь конвекцией и излучением. по предложенной модели были получены характеристики температуры теплоносителя и его расхода от времени суток (в зависимости от изменения интенсивности солнечного излучения и температуры окружающей среды), которые хорошо согласуются с экспериментальными данными.

PERSPECTIVELE DE DEZVOLTARE A ENERGETICII SOLARE.

Doroşenco A.V., Şestopalov C.A.

(Academia de Stat a tehnicii frigorifice din Odesa)

Rezumat. În lucrare este descrisă metodologia de creare a noii generații de colectoare plate solare pentru sistemele de încălzire şi răcire pe baza utilizării structurelor multistratificate cu multe canale create din materialele polimerice în construcția lor. Este elaborate modelul proceselor de lucru, petrecute în colectorul solar, luând în considerație pierderile termice, convecția şi iradiația.După modelul propus au fost obținute caracteristicile temperaturii agentului termic şi consumului lui în dependență de orele de lucru (în dependență de intensitatea radiației solare si temperature aerului exterior) care se corespund bine datelor experimentale.

FUTURE TRENDS IN SOLAR ENERGETICS

Doroshenko A.V., Shestopalov K.A.

(Odessa State Academy of Refregiration)

Abstract. In the work the methodology of new generation solar flat collectors creation for heating and cooling systems warmly is described on the basis of use of multilayered, multichannel structures made of polymeric materials in their design. The model of the working processes occuring in a solar collector is developed, in view of the mechanism of thermal losses by convection and by radiation. On the offered model characteristics of temperature of the heat-carrier and its charge from time of day (have been received depending on change of intensity of a sunlight and an ambient temperature) are well correlated with the experimental data.

Авторами был выполнен анализ и выбор материалов для создания водяного и воздушного СК из полимерных материалов для альтернативных систем. Переход к полимерным материалам в конструкции коллектора обеспечивает снижение веса СК; снижение стоимости СК и гелиосистемы в целом за счет исключения цветных металлов в конструкции; снижение вредных экологических последствий в полном цикле «жизни» нового типа СК.

A. Madhlopa, R. Mgawi, J. Taulo [1] изучали вопросы, связанные со стратификацией в интегрированном солнечном коллекторе-аккумуляторе с двумя горизонтальными баками. Maatouk Khoukhi, Shigenao Maruyama [2] изучали потери в солнечном коллекторе, вызванные конвективными и радиационными составляющими от абсорбера, учитывая остекление, а также скорость ветра над прозрачным покрытием. Michael Kohl и др. [3] рассматривали, какие полимерные материалы могут быть использованы в конструкции солнечных коллекторов при их остеклении. D.S. Kim, C.A. Infante Ferreira [4] проводят большой обзор холодильных солнечных систем с традиционными СК. H.M. Yeh, C.D. Ho, J.Z. Hou [5] изучали влияние одного или нескольких листов стекла, расположенных над и под абсорбером в воздушном СК, на его эффективность. Rajenda Karwa, S.N. Garg, A.K. Arya [6] рассмативают эффективность воздушного СК, изготовленного из модулей, соединенных параллельно или комбинировано. Ho-Ming Yeh и др. [7] изучают баланс энергии и массы в солнечном дистилляторе открытого типа.

Nielsen J.E. и Bezzel E. [8] рассматривали создание полимерного СК, в котором интегрированы прозрачное покрытие, абсорбер, тепловая изоляция и корпус в единой

цельной структуре, состоящей из полностью прозрачной четырехстенной плиты с каналами. Боковые каналы служат корпусом и тепловой изоляцией, верхние каналы - прозрачным покрытием, нижние каналы – тепловой изоляцией. Оставшиеся каналы в центре плиты, соединенные с гидравлическим коллектором и заполненные абсорбирующей жидкостью.

J. Rekstad [9] представил данные исследований полимерного СК, прозрачное покрытие которого было изготовлено из панели прозрачного сотового поликарбоната толщиной 6 мм, а абсорбер – из такой же панели толщиной 10 мм, заполненной керамическими гранулами, которые используются для интенсификации теплообмена между теплоносителем и солнечными лучами и для интенсификации циркуляции теплоносителя за счет капиллярных сил.

Существует большое количество полимеров, которые потенциально могут быть использованы в конструкции плоского СК - полипропилен, полиметилметакрилат, поликарбонат, полисульфон, полиэстерсульфон, полиамид, аморфный полиамид, волокнистые пластики, поливинилхлорид, полиметилпропилен, акрил. Долгосрочное использование СК в открытой среде выдвигает ряд жестких требований к конструкционным материалам. При выборе полимерных материалов необходимо руководствоваться следующими требованиями: минимальная оптическая прозрачность материала не ниже 75%; рабочие температуры (устойчивость материалов) в диапазоне от –15 до +130˚С; стабильность к ультрафиолетовому излучению (УФИ). Анализ ПМ показывает, что лишь немногие из них пригодны для такого специфического применения. Полипропиленовые и полистироловые пластмассы непригодны из-за плохих оптических свойств, полисульфон и полиэстерсульфон стабильны к УФИ, но имеют нежелательный желтый цвет и слишком низкую оптическую прозрачность для такого применения. Аморфный полиамид можно сделать довольно прозрачным, но он чувствителен к гидролизу и нестабилен к УФИ. Акрил обладает отличной стойкостью к УФИ, но хрупок и используется только при температурах ниже 90˚С.

Солнечный коллектор (СК) основной элемент солнечной установки, в котором солнечное излучение преобразуется в тепловую энергию. Все СК имеют общую деталь – поверхностный или объемный поглотитель тепла, которое может отводиться из коллектора, или аккумулироваться в нем. СК первого типа называются проточными, второго типа – с тепловым аккумулятором.

Самое большое распространение в мировой практике получили плоские СК (flat plate solar collector) из-за простоты конструкции и дешевизны. К числу принципиальных преимуществ таких СК по сравнению с коллекторами других типов относится их способность улавливать как прямую (лучистую), так и рассеянную солнечную энергию и, как следствие этого, возможность стационарной установки СК без необходимости в сложных системах слежения за солнцем.

Общий недостаток СК открытого типа – высокие теплопотери, вследствие тепломассообмена между теплоносителем и светопрозрачным остеклением. Лучшие теплотехнические показатели имеют жидкостные проточные коллекторы с поглотителями в виде плоской панели с каналами. Выполняют такие панели из металла, пластмасс или ламинированных тканей. Можно существенно увеличить эффективность СК, применяя селективные покрытия, обеспечивающие высокую поглощающую способность по отношению к солнечному излучению и низкую собственную излучательную способность. Основными характеристиками любых СК является уровень рабочих температур, оптический КПД θ, коэффициент потерь U, Вт/(м^2·°С) и общий КПД.

В качестве полимера, пригодного к использованию в конструкции СК нами был выбран поликарбонат. Плита сотового поликарбоната представляет собой два

параллельных листа с поперечными перегородками в цельной единой структуре. Температурный диапазон эксплуатации для поликарбоната: от -40 до +120˚С, что позволяет использовать его в «открытых» системах. Максимальное термическое расширение (при ΔТ = 80˚С) составляет 2,5 мм/м. Светопропускная способность полимеров имеет большое значение при их выборе для использования в качестве прозрачного покрытия СК. Панели поликарбоната имеют светопропускание 70 – 82%, в зависимости от их толщины. Панели толщиной 4 мм с наибольшим светопропусканием были выбраны в качестве прозрачного покрытия (конструкция СК-П по рисунку 1), т.к. у них наибольшее светопропускание по сравнению с панелями больших толщин.

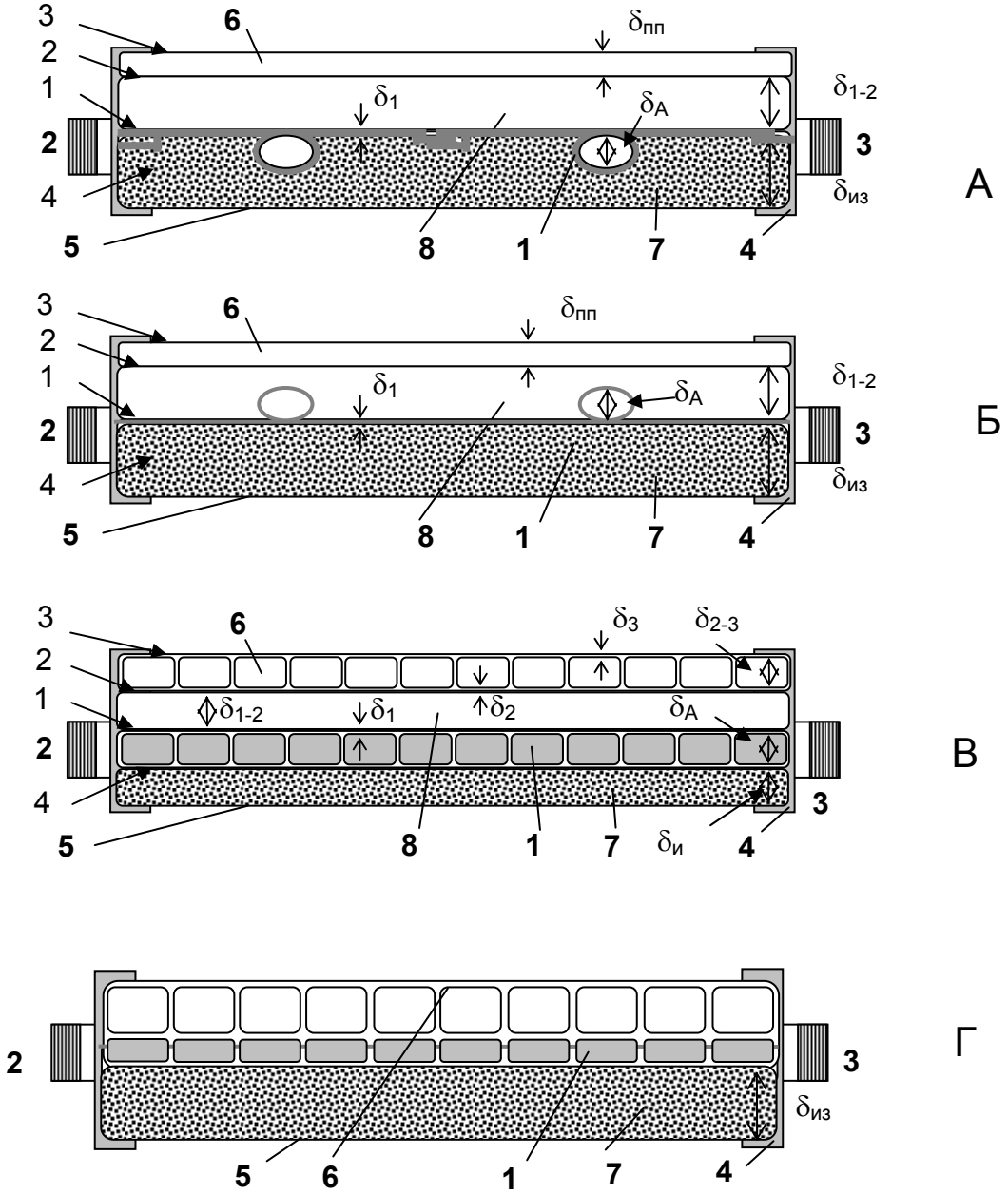


Рис.1. Принципиальные схемы разработанных плоских солнечных коллекторов.
А - общий вид СК-А;
Б - переходной тип СК-М (патенты Украины №№ 74521, 74522);
В - полимерный тип СК-П с воздушным зазором;
Г - полимерный тип СК-П без воздушного зазора.

Обозначения: 1 – трубный регистр абсорбера (многоканальная полимерная плита для СК-П); 2,3 – трубы гидравлического коллектора; 4 – корпус СК; 5 – металлический лист; 6 – прозрачная изоляция; 7 – теплоизоляция; 8 – воздушный зазор.

Поликарбонат устойчив ко многим химическим веществам, включая минеральные кислоты высокой концентрации, ко многим органическим кислотам, нейтральным и кислым растворам солей, многим жирам, парафинам, насыщенным алифатам и циклоалифатам, кроме метилового спирта. Поликарбонат разрушается водным или спиртовым раствором щелочей, аммиаком или его растворами и аминами. Степень чувствительности к воздействию химических соединений зависит от таких факторов, как концентрация, температура, продолжительность контакта с поверхностью панели, давления, а также напряжений в панели. Это делает поликарбонат приемлемым для создания солнечного коллектора СК-П и особенно коллектора-регенератора СК-Р, где имеет место прямой контакт материала и абсорбента.

Основная масса СК производится из цветных металлов (алюминий, медь) – абсорбер и корпус. Примером такого коллектора может служить СК-А, представленный на рисунке 1. В качестве абсорбера здесь используются трубы с цельнотянутыми ребрами, выполненные методом экструзии из алюминиевого сплава. В качестве прозрачного покрытия используется оконное стекло толщиной 4 мм. Вес коллектора площадью 1,1 м^2 составляет 23 кг. В СК-А трубы абсорбера соединены с гидравлическим коллектором методом аргонной сварки. Вопрос о ресурсе алюминия в открытой среде и в среде теплоносителя остается открытым. Способ изготовления абсорбера (методом экструзии, как единое изделие «труба/ребро») приводит к минимальному термическому сопротивлению. Алюминиевый корпус приводит к необходимости использования резиновой прокладки для стекла.

Использование сотовых поликарбонатных панелей в качестве стекла позволяет снизить вес СК. На рисунке 1 представлен СК-М, в котором стеклянное прозрачное покрытие заменено на поликарбонатную плиту сотовой структуры. В качестве абсорбера были использованы медные профилированные трубы, плотно прижатые к металлическому листу жестким зажимом. Оптимально здесь использовать теплопроводный клей или пайку для крепления труб абсорбера к металлическому листу. Для уменьшения термического сопротивления в месте контакта труба – металлический лист, были изготовлены специальные профилированные трубы для увеличения площади соприкосновения. Вес такого СК составляет 15 кг/м^2 площади коллектора. Использование поликарбонатной сотовой плиты позволило отказаться от использования резиновых прокладок и от необходимости специальных крепежных элементов, что упростило конструкцию и уменьшило стоимость изделия. Толщина медно-полимерного СК составила 60 мм по сравнению со 108 мм для алюминиевого образца СК.

Использование цветных металлов, их обработка и соединение является основным фактором высокой себестоимости металлических СК. Создание полностью полимерного СК было вторым шагом на пути использования полимерных материалов в конструкции СК. На рисунке представлен СК-П, полностью выполненный из полимерных материалов. В качестве прозрачного покрытия ПП и абсорбера (теплоприемника) А здесь применяются плиты сотового поликарбоната различных толщин: для прозрачного покрытия – 4 мм, для абсорбера плиты 8 – 10 мм.

В некоторых конструкциях рекомендуется использовать в качестве изоляции также плиту сотового поликарбоната, т.к. он обладает хорошими теплоизоляционными свойствами.

При производстве традиционных металлических СК, в которых абсорбер выполнен из алюминия или меди, используется аргонная сварка или пайка для соединения труб абсорбера с гидравлическим коллектором и при соединении трубок абсорбера с ребрами. При использовании сотовых поликарбонатных плит в качестве абсорбера, возникают проблемы его соединения с гидравлическим коллектором, т.к. нужно учитывать колебания температур и, связанные с этим, термические расширения материалов.

В разработанных схемах альтернативных систем в качестве греющего источника используется гелиосистема с плоскими СК. Обычно гелиосистема включает в себя систему СК, теплоизолированный бак-теплоаккумулятор БТА и систему опускных и подъемных трубопроводов. Циркуляция теплоносителя осуществляется естественным образом за счет разности плотностей в опускной и подъемной частях гелиосистемы, либо принудительно с помощью насоса.

Моделирование рабочих процессов в плоском полимерном солнечном коллекторе.

В качестве абсорбера в полимерном СК используется полимерная плита; внутренние ребра-перегородки абсорбера расположены перпендикулярно ребрам прозрачного покрытия. В СК между абсорбером и прозрачным покрытием находится воздушный зазор δ_{1-2}. Распределения температур каждого элемента СК, включая теплоноситель, определяем на основании уравнений теплового баланса. При выводе уравнений, сделаем следующие допущения:

- режим работы солнечного коллектора – стационарный;
- градиентом температуры теплоносителя по периметру канала можно пренебречь;
- температура каждого покрытия изменяется только по направлению движения теплоносителя;
- свойства материала полимерных панелей и теплоносителя не зависят от температуры;
- поглощение солнечной энергии покрытиями коллектора не влияет на потери коллектора в целом.

В рассматриваемой конструкции полимерного СК черновое покрытие нанесено на нижнюю сторону абсорбера, поэтому над плитой абсорбера находится еще три полимерные плиты: 1 – прозрачная сторона абсорбера, 2 и 3 – стенки прозрачного покрытия. Коэффициенты теплоотдачи (их радиационные и конвективные составляющие) можно рассчитать по известным выражениям [11].

Для наружной поверхности коллектора (покрытия 3, здесь индексы: О – для окружающей среды, П – для прозрачного покрытия) можно использовать зависимости:

$$\alpha^{к}_{по} = (5.7 + W), \qquad (1)$$

$$\alpha^{р}_{по} = \varepsilon_{п} \cdot \sigma \cdot (T_{п} + T_{о}) \cdot (T_{п}^{2} + T_{о}^{2}), \qquad (2)$$

где: $\alpha^{к}$ и $\alpha^{р}$ – конвективная и радиационная составляющие коэффициента теплоотдачи, Вт/(м2·К); w – скорость ветра, м/с; $\varepsilon_{п}$ – степень черноты; σ - постоянная Стефана-Больцмана, Вт/(м^4·град^2).

Для всех внутренних полостей коллектора, и, в частности, для поверхности абсорбера (индекс А):

$$\alpha^{к}_{АП} = \left[1 - 0.0018\left(\frac{T_А}{2} + \frac{T_П}{2} - 10\right)\right] \cdot \left[1 - (\beta - 45)(0.00259 - 0.00144 \cdot \varepsilon_П)1.14\frac{(T_А - T_П)^{0.31}}{\delta_{АП}^{0.07}}\right]$$

(3)

$$\alpha^{р}_{АП} = \sigma \cdot (T_А + T_П)\frac{T_А^2 + T_П^2}{\frac{1}{\varepsilon_А} + \frac{1}{\varepsilon_П} - 1}, \qquad (4)$$

где: β – угол наклона СК к горизонту, град; $\delta_{АП}$ – расстояние между поверхностями (абсорбером и прозрачным покрытием – воздушный зазор), мм. Термическое сопротивление на каждом участке СК определяют коэффициент потерь по формуле Ui = Ri , где U_i – коэффициент потерь на каждом участке СК, Вт/(м2·град); R_i – термическое сопротивление на каждом участке СК, (м2·К)/Вт.

Для абсорбера добавятся следующие формулы:

$$\alpha^{к}_{А1} = \frac{Nu \cdot \lambda_ж}{d_э}, \qquad \alpha^{к}_{Аж} = \frac{Nu \cdot \lambda_ж}{d_э},$$

где: $\lambda_ж$ – коэффициент теплопроводности жидкости, Вт/(м·К); $d_э$ – эквивалентный диаметр канала абсорбера, мм. В дальнейшем будут использоваться следующие обозначения:

$\alpha^{р}_{А1}$, $\alpha^{р}_{А2}$, $\alpha^{р}_{23}$, $\alpha^{р}_{30}$ – радиационные составляющие тепловых потерь с нижней поверхности абсорбера к верхней, в воздушном зазоре, с нижней поверхности прозрачного покрытия к верхней, с поверхности прозрачной изоляции (поликарбонатной плиты) в окружающую среду соответственно, Вт/(м2·К);

$\alpha^{к}_{А1}$, $\alpha^{к}_{Аж}$, $\alpha^{к}_{12}$, $\alpha^{к}_{23}$, $\alpha^{к}_{30}$ – конвективные составляющие теплоотдачи от верхней и нижней поверхности абсорбера жидкости, тепловых потерь в воздушном зазоре, между нижней и верхней поверхностью прозрачного покрытия и с поверхности прозрачного покрытия, Вт/(м2·К).

В начальном приближении теплового расчёта СК пренебрегаем влиянием рёбер жёсткости полимерных панелей. В таком случае тепловой расчёт полимерного коллектора аналогичен расчёту обычных коллекторов с двойным остеклением. Рассмотрим существующие уравнения теплового баланса для каждого элемента коллектора.

Поверхность 3+ (наружная поверхность покрытия):

$$\begin{cases} q^{+}_{30} = (\alpha^{к}_{30} + \alpha^{р}_{30}) \cdot (T^{+}_{3} - T_0); \\ q^{+}_{3} = q^{\lambda}_{3} = -\frac{\lambda_3}{\delta_3} \cdot (T^{+}_{3} - T^{-}_{3}); \end{cases} \qquad (5)$$

где: λ_3 – коэффициент теплопроводности второго прозрачного покрытия (поликарбоната), Вт/м·К; δ_3 – толщина стенки (поликарбоната), мм. В последующих формулах λ_i и δ_i соответствуют коэффициенту теплопроводности и толщине соответствующего элемента СК.

Аналогичные уравнения можно записать для остальных прозрачных поверхностей.

Приёмная поверхность А:

$$\begin{cases} q_A^+ = -\alpha_{A1}^{р} \cdot (T_A^+ - T_1^-) - \alpha_{A1}^{к}(T_A^+ - T_ж) + J; \\ q_A^\lambda = \dfrac{\lambda_A}{\delta_A} \cdot (T_A^+ - T_A^-); \\ q_A^- = \dfrac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \cdot (T_A^- - T_0). \end{cases} \qquad (6)$$

Для жидкости в каналах абсорбера:

$$c_ж \cdot G_ж dT = dQ;\ G_ж = \rho_ж \cdot \delta_A \cdot h \cdot V_ж;$$
$$dQ = \left[\alpha_1^- \cdot (T_1^- - T_ж) + \alpha_A^+ \cdot (T_A^+ - T_ж)\right] h dx;$$

$$\begin{cases} c_ж \cdot \rho_ж \cdot \delta \cdot h_A \cdot V_ж \dfrac{dT_ж}{dx} = \left[\alpha_1^- \cdot (T_1^- - T_ж) + \alpha_A^+ \cdot (T_A^- - T_ж)\right] h dx; \\ c_ж \rho_ж \delta_A V_ж \dfrac{dT_ж}{dx} = \alpha_1^-(T_1^- - T_ж) + \alpha_A^+(T_A^- - T_ж). \end{cases} \qquad (7)$$

$$\alpha_{1ж}^{к} = \alpha_1^- = \alpha_A^+ = \alpha_{A1}^{к} = \alpha_ж^{к};$$
$$c_ж \rho_ж \delta_{A1} V_ж \frac{dT_ж}{dx} = \alpha_ж^{к}(T_1^- - T_ж) + \alpha_ж^+(T_A^- - T_ж) \qquad (8)$$

Окончательно для покрытия 3 получаем уравнение:

$$U_{30} \cdot (T_3 - T_0) = U_{23} \cdot (T_2 - T_3) \qquad (9)$$

где:

$$U_{30} = \left[\frac{1}{\alpha_{30}^{к} + \alpha_{30}^{р}} + \frac{\delta_3}{\lambda_3}\right]^{-1};$$
$$U_{23} = \left[\frac{1}{\alpha_{23}^{к} + \alpha_{23}^{р}} + \frac{\delta_2}{\lambda_2}\right]^{-1}. \qquad (10)$$

Для покрытия 2 получаем следующие уравнения:

$$U_{23} \cdot (T_2 - T_3) = U_{12} \cdot (T_1 - T_2) \qquad (11)$$

где: $$U_{12} = \left[\frac{1}{\alpha_{12}^{к} + \alpha_{12}^{р}} + \frac{\delta_1}{\lambda_1} \right]^{-1}. \qquad (12)$$

Для покрытия 1 получаем:

$$-\alpha_{1ж} \cdot (T_1 - T_ж) = U_{12} \cdot (T_1 - T_2) \qquad (13)$$

$$-\alpha_{A1}^{р} \cdot (T_A^{+} - T_1^{-}) - \alpha_{A1}^{к} \cdot (T_A^{+} - T_ж) + J = \frac{\lambda_A}{\delta_A} \cdot (T_A - T_A^{-}) = \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \cdot (T_A^{-} - T_0)$$

$$\frac{\lambda_A}{\delta_A} \cdot (T_A - T_A^{-}) = \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \cdot (T_A^{-} - T_0)$$

$$T_A^{-} \cdot \left[\frac{\lambda_A}{\delta_A} + \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \right] = \frac{\lambda_A}{\delta_A} \cdot T_A + \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \cdot T_0$$

$$T_A^{-} = \frac{\frac{\lambda_A}{\delta_A} \cdot T_A + \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \cdot T_0}{\frac{\lambda_A}{\delta_A} + \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}}}$$

$$T_A^{-} - T_0 = \frac{\frac{\lambda_A}{\delta_A} \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} (T_A - T_0)}{\frac{\lambda_A}{\delta_A} - \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}}}$$

$$U_A^{из} = \left[\frac{\lambda_A}{\delta_A} + \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}} \right]^{-1}$$

Для покрытия А (приёмной поверхности абсорбера):

$$-\alpha_{A1}^{р} \cdot (T_A - T_1) - \alpha_{A1}^{к} \cdot (T_A - T_ж) + J = -U_A^{из} \cdot (T_A^{-} - T_0) \qquad (14)$$

Таким образом, в первом приближении, тепловой расчёт полимерного коллектора определяется следующей системой уравнений:

$$
\begin{cases}
U_{30}\cdot(T_3-T_0)=U_{23}\cdot(T_2-T_3);\\
U_{23}\cdot(T_2-T_3)=U_{12}\cdot(T_1-T_2);\\
-\alpha_{1ж}\cdot(T_1-T_ж)=U_{12}\cdot(T_1-T_2);\\
-\alpha^{р}_{A1}\cdot(T_A-T_1)-\alpha^{к}_{A1}\cdot(T_A-T_ж)+J=-U^{из}_{A}\cdot(T_0-T_A);\\
c_ж\cdot\delta_A\cdot\rho_ж\cdot V_ж\dfrac{dT_ж}{dx}=\alpha^{-}_{ж}(T_1-T_ж)+\alpha^{+}_{A}(T_A-T_ж);\\
при\quad x=0,\ T_ж=T_0.
\end{cases}
\tag{15}
$$

Решением этой системы является система, описывающая изменение температуры жидкости по длине канала полимерной плиты абсорбера:

$$
T_ж(x)=\frac{b_0T_0+I}{b_ж}\left(e^{\frac{b_ж}{a_ж}x}-1\right)+T^0_ж,
\tag{16}
$$

где:

$$
\begin{cases}
a_{ж}=\dfrac{c_{ж}\times d_A\times r_{ж}\times V_{ж}}{a^{к}_{ж}};\\
b_{ж}=c_{ж}K_A-2K_A+a^{р}_{A}\times c_{ж}+a^{к}_{A1};\\
b_0=c_0K_A+a^{р}_{A1}\times c_0+U^{из}_{A};\\
c_{ж}=\dfrac{K_{ж}}{K_{ж}+K_0};\\
c_0=\dfrac{K_0}{K_{ж}+K_0};\\
K_{ж}=a_{1ж}\times(U_{23}\times U_{30}+U_{12}\times U_{30}+U_{12}\times U_{30});\\
K_0=U_{12}\times U_{30}\times U_{23};\\
K_A=a^{р}_{A1}+a^{к}_{A1}+U^{из}_{A}.
\end{cases}
\tag{17}
$$

В действительности при расчёте солнечного коллектора вводятся такие допущения:

- Поток солнечного излучения распределен равномерно по пластине коллектора.
- Влиянием процессов протекающих в прозрачном покрытии пренебрегаем.

- Температурный напор между верхней и нижней поверхностью прозрачного покрытия пренебрежимо мал, то есть $T_2 = T_3$.

С такими допущениями полный коэффициент тепловых потерь СК определяется по формуле:

$$U = \frac{1}{\dfrac{1}{\alpha_{12}^{к} + \alpha_{12}^{р}} + \dfrac{1}{\alpha_{20}^{к} + \alpha_{20}^{р}}} + \frac{\lambda_{из}}{\delta_{из}}. \qquad (18)$$

На рисунке 2 приведены результаты расчетов тепловой эффективности (коэффициента тепловых потерь) для традиционного коллектора СК-А и полимерного коллектора СК-П для параметров: t_0 = 20°С; t_1 = 50°С; β= 30°; $\delta_{1\text{-}2}$=3 см, $\delta_{из}$=3 см; $\lambda_{из}$=0,04 Вт/(м^2·К), $\delta_{2\text{-}3}$=4 мм; W=0; величины δ_0, δ_1 и δ_2 брались из паспортных данных для поликарбонатных панелей фирмы «Полигаль».

Коэффициент тепловых потерь у СК-П меньше, чем у СК-А, что связано, в первую очередь, с большим термическим сопротивлением прозрачного покрытия (поликарбонатная панель, в СК-А использовалось в качестве ПП простое стекло). При увеличении $\delta_{2\text{-}3}$ от 4 до 6 мм, величина U уменьшается незначительно, т. к. уменьшение $\alpha^{k}_{2\text{-}3}$ компенсируется тепловым потоком по ребрам (для этих панелей δ_0 было одинаково). При увеличении $\delta_{2\text{-}3}$ от 6 до 8 мм компенсация выражена значительно меньше, т. к. δ_2 изменяется мало, а δ_0 увеличивается почти в 2 раза.

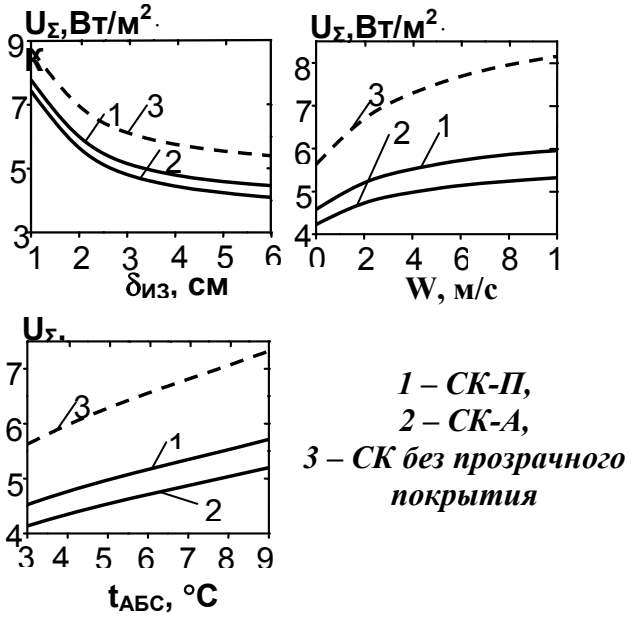


Рис.2. Коэффициент суммарных тепловых потерь

С учетом стоимости, в качестве прозрачной изоляции, рекомендуется использовать поликарбонатные панели толщиной 4 мм (U=4,58 Вт/(м^2·К). С увеличением толщины теплоизоляции δ_{1-4} коэффициент тепловых потерь монотонно уменьшается. По всей видимости, использовать СК с толщиной теплоизоляции δ_{1-4}>40 мм нецелесообразно, т. к. при этом U уменьшается только на 12% (СК-А), на 15% (СК-П, δ_{2-3}=4 мм) и на 19% (СК-П, δ_{2-3}=8 мм), а материальные затраты и габариты СК существенно растут.

Практический интерес представляет оценка влияния скорости ветра над поверхностью СК на коэффициент тепловых потерь, а, следовательно, и на к. п. д. СК (рис.1). При изменении W от 0 до 5 м/с, величина U увеличивается наиболее существенно для СК-А (на 33%) и в меньшей степени для СК-П (на 20%). Из этого следует, что скорость ветра необходимо учитывать при расчетах СК и солнечных систем, особенно если используются традиционные одностекольные коллекторы (СК с одиночным ПП).

Экспериментальные исследования

В период с 1999г. по 2006г. проводились сравнительные испытания различных типов разработанных СК. Для экспериментального изучения (испытания натурных образцов) тепловых характеристик СК был создан стенд. Стенд симметричен и включает два полностью аналогичных контура для получения сравнительных рабочих характеристик образцов СК. Каждый контур, в свою очередь, включает: водопроводный трубопровод, оснащенный вентилем, который подключен к БТА объемом 85 литров; два теплоизолированных трубопровода, опускной и подъемный, которые служат соединением баков-аккумуляторов с исследуемыми СК. Опускной трубопровод оснащен запорным вентилем, подъемный оснащен запорным расходомерным устройством, состоящим из стеклянной трубки со шкалой, шприца (дозирующего устройства), наполненного красящей жидкостью (использовался раствор перманганата калия).

К контрольно-самопишущему прибору КСП 2-023 подключены термопары на входе в коллектор, на выходе из него и термопара, отвечающая за температуру окружающей среды. В каждом БТА установлено (полностью идентично по расположению) по семь термопар (шесть по высоте воды в баке и одна между стенкой бака и тепловой изоляцией); две термопары установлены на входе и на выходе из каждого испытываемого СК и одна термопара на наружном воздухе. Термопары подключены к вольтметру через переключатель. Сосуд Дьюара 21 обеспечивал нулевую температуру холодного спая термопар. Он оснащен контрольным ртутным термометром. Для измерения интенсивности солнечной радиации был использован пиранометр со вторичным прибором – гальванометром М-80. Для измерения скорости ветра использовался анемометр МС-13. Стенд позволяет сравнивать характеристики работы двух различных СК в естественных условиях, при солнечном излучении и погодных условиях, как они работали бы в составе реальной гелиосистемы.

Характеристики исследованных модулей

Основной задачей исследования являлась разработка эффективных СК, с высокой надежностью и сравнительно небольшой стоимостью. В соответствии с этим были разработаны и испытаны три основных типа СК:

1. СК с алюминиевым абсорбером и стеклом в качестве прозрачного покрытия (СК-А), традиционный тип СК;

2. СК с медным абсорбером и полимерным прозрачным покрытием (СК-М), метало-полимерный, переходный тип СК;

3. СК, изготовленный полностью из полимерных материалов (СК-П).

Схематическое изображение коллекторов СК-А, СК-М, СК-П и структура их абсорберов представлены на рисунке 1.

Методика и программа исследований

С учетом изложенного испытания охватывали задачи:

- Проведение сравнительных тестовых испытаний разработанных СК трех типов;
- Получение и анализ сравнительных характеристик традиционных и новых альтернативных разработок (СК-А, СК-М и СК-П);
- Выявление влияния конструктивных параметров новых разработок (характер комутирования абсорбера и гидравлического коллектора, тип и характеристики теплоизоляции, влияние прозрачного покрытия из различных материалов и геометрии);
- Выявление влияния технологических параметров новых разработок (характер и место нанесения чернового покрытия);
- Испытания гелиосистем (ГС) с естественной циркуляцией теплоносителя (характер и скорость движения теплоносителя).

Всего было проведено более 220 опытов, в каждой серии которых исследовались сравнительные характеристики нескольких СК, в том числе 70 опытов на СК-А, 95 опытов на СК-М и 120 опытов на СК-П. Для анализа работы коллекторов была проведена серия испытаний весной и поздней осенью в указанные годы. Испытания осенью и весной показали, что гелиосистема, функционирующая в указанные сезоны, становится более чувствительной к метеорологическим условиям.

Расход теплоносителя, при естественной циркуляции, составлял около 50 л/ч (в расчете на кв.м коллектора), в зависимости от типа СК. В работе [6] Heinz Landener и Frank Späte провели дифференциацию гелиосистем по расходу циркулируемого теплоносителя. По их классификации существует три типа течения теплоносителя через СК:

«Low Flow» – системы с небольшим расходом (10 – 30 л/ч, при этом разница температур на выходе и входе в СК достигает 50ºС);

«Match Flow» – системы со средним расходом (20 – 40 л/ч, разница температур – около 20ºС);

«High Flow» – системы с большим расходом (30 – 70 л/ч, температурный напор до 15ºС).

В соответствии с этой градацией наши испытания подходят под третью категорию – система с большим расходом теплоносителя и со сравнительно небольшими температурными напорами.

Результаты экспериментальных исследований. Интегральные данные и данные по динамическим характеристикам

Испытания на стенде носили сравнительный характер и позволяли выявить реальные характеристики сравниваемых СК, вне зависимости от состояния погодных условий. По результатам эксперимента можно заключить, что динамика поведения температуры на выходе и на входе в СК имеет несколько определенных зон, характерных для всех типов исследованных СК. Первая зона характерна для прогрева воды в БТА; во второй идет постепенное увеличение температур теплоносителя, причем увеличение температуры на выходе из СК пропорционально солнечному излучению; в третьей зоне происходит постепенное снижение указанных температур, вызванное снижением солнечной активности; четвертая зона соответствует

относительному покою системы в ночное время. В зависимости от интенсивности солнечной радиации изменяется и длительность существования этих зон. При слабом солнечном излучении (весна, осень) увеличивается по длительности первая и вторая зоны и уменьшается уровень достигаемых температур.

На рисунке 3 представлены сравнительные результаты экспериментальных исследований для нескольких модификаций СК традиционного, переходного и полимерного типов. Представлено сравнение температур на выходе из коллекторов и средняя температура в БТА.

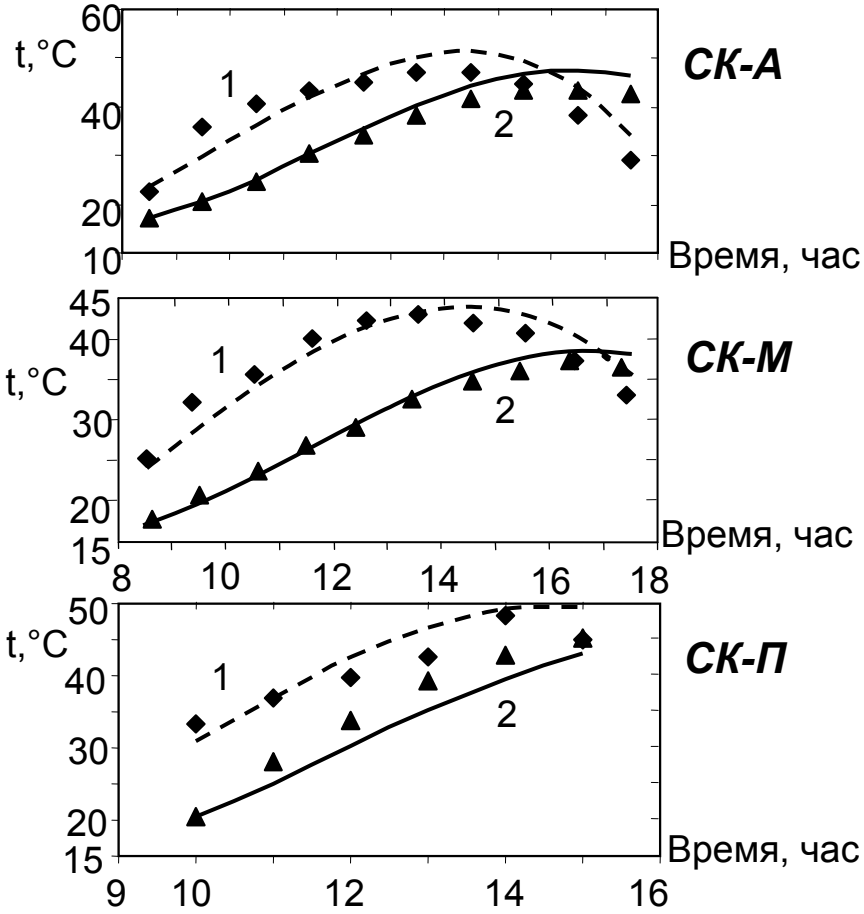


Рис. 3. Температура (расчетные значения – линии, экспериментальные данные - точки) на выходе из СК (1) и средняя температура в БТА (2) для СК-А, СК-М и СК-П, соответственно.

Параллельно и одновременно произведенные испытания и расчеты показали, что тепловые характеристики традиционного типа СК-А несколько выше характеристик переходного типа СК-М (в среднем расхождение по температуре в БТА в конце дня составляло 9,6%).

На рисунке 4 представлены сравнительные динамические характеристики СК-А и СК-М.

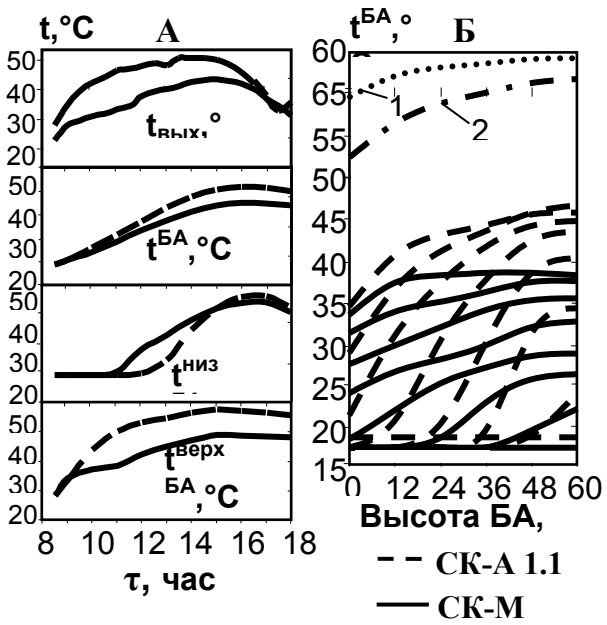


Рис.4. Результаты экспериментального исследования СК-А и СК-М 3.10.02:
А – динамика изменения (сверху вниз) температуры на выходе из СК, средней температуры в БА, температуры в нижней части БА, температуры в верхней части БА;
Б – тепловое распределение по высоте БА каждые 2 часа и в конце опыта

Испытания на стенде носили сравнительный характер и позволяли выявить реальные характеристики сравниваемых СК, вне зависимости от состояния погодных условий. Из приведенных графиков можно видеть, что характеристики полимерного СК лежат на уровне характеристик плоских солнечных СК традиционного типа с трубным регистром из медных труб. Характеристики традиционного типа СК-А несколько выше характеристик СК-П (в среднем расхождение по температуре в БТА в конце дня составляло 7 – 14 %). Это связано с несколько худшей светопропускательной способностью поликарбоната по сравнению со стеклом и меньшим коэффициентом теплопроводности поликарбоната по сравнению с алюминием. Коллекторы СК-П и СК-М дают близкие интегральные характеристики.

Были проведены сравнения полученных результатов с опытными и теоретическими данными других авторов по полимерным коллекторам. К сожалению, такие данные немногочисленны, что связано как с малой разработанностью в настоящее время полимерных типов СК, так и ограниченным количеством информации в источниках.

ВЫВОДЫ

1. Проведенный анализ свойств полимерных материалов, отвечающих требованиям работы в «открытой» среде под действием солнечного излучения, показал, что одним из наиболее перспективных материалов для создания полимерного СК является поликарбонат, из которого могут изготавливаться как прозрачное покрытие, так и абсорбер солнечного коллектора; при использовании поликарбоната в качестве прозрачного покрытия целесообразно применять не литые листы, а панели сотовой структуры с воздушными

каналами, что улучшает теплотехнические характеристики СК и удешевляет его конструкцию.

2. Выработаны практические рекомендации к усовершенствованию металлического (традиционного) типа СК-А (с алюминиевым абсорбером и стеклом в качестве прозрачного покрытия), конструированию металло-полимерного (переходного) типа СК, а также полимерного СК.
3. Проведенные теоретические расчеты показали, что тепловые характеристики СК-А несколько выше характеристик СК-П (в среднем расхождение по температуре в баке тепло-аккумуляторе в конце дня составляло 7 – 14%), что связано с худшей светопропускательной способностью поликарбоната по сравнению со стеклом, бóльшим коэффициентом потерь и меньшим коэффициентом теплопроводности поликарбоната по сравнению с алюминием; характеристики традиционного СК-А и переходного СК-М коллекторов практически совпадают.

Литература

1. A. Madhlopa, R. Mgawi, J. Taulo, 2006. Experimental study of temperature stratification in an integrated collector–storage solar water heater with two horizontal tanks. Solar Energy 80, 989–1002.
2. Maatouk Khoukhi, Shigenao Maruyama, 2006. Theoretical approach of a flat-plate solar collector taking into account the absorption and emission within glass cover layer. Solar Energy 80, 787–794.
3. Michael Kohl et al, 2005. Durability of polymeric glazing materials for solar applications. Solar Energy 79, 618–623.
4. D.S. Kim, C.A. Infante Ferreira, 2008. Solar refrigeration options – a state-of-the-art review. Refrigeration 31, 3–15.
5. H.M. Yeh, C.D. Ho, J.Z. Hou, 2002. Collector efficiency of double-flow air heaters with fins attached. Energy 27, 715–727.
2. Rajenda Karwa, S.N. Garg, A.K. Arya, 2002. Thermo-hydraulic performance of a solar air heater with n-subcollectors in series and parallel configuration. Energy 27, 807–812.
3. Ho-Ming Yeh et al, 1999. Energy and mass balances in open-type multiple-effect solar distillers with air flow through the last effect. Energy 24, 103–115.
4. Nielsen J.E., Bezzel E., 1996, "Duct Plate" Solar Collectors in plastic materials, Solar Energy Laboratory, Danish Technological Institute
5. Rekstad J., 1997, SolarNor AS and General Electric Plastics, Solar Collectors in plastic materials from Norway.
6. Fulvio Ardente, Giorgio Beccali, Maurizio Cellura, Valerio Lo Brano, 2005. Life cycle assessment of a solar thermal collector. Renewable Energy 30, 1031–1054.
7. Daffi J.A., Beckman Y.A, 1977, Heat processes with the use of solar energy, Moscow, Mir, pp. 566.
8. Collares Pereira M. CPC-type collectors and their potential for solar energy cooling applications. Proceedings of 2nd Munich Discussion Meeting ‘solar Assisted Cooling with Sorption System’, München, Paper No. 5.- 1995.
9. Czederna A., Tillman N.N., Herd G.C. Polimers as advanced materials for desiccant applications. 3. Alkalisalts of PSSA and poli AMPSASS, ASHRAE Trans., US, vol. 101, n. 1. – 1995. - P. 697-712.

10. Yang R., Wang P.L. Experimental study of a glased solar collector/regenerator operated under a humid climate. INT. J. Sol. Energy, CH, vol. 16, n. 3. – 1995. - P. 185-201.

УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

Величины :

T, t – температура, ˚С;
δ – толщина, м;
W – скорость ветра, м/с;
α - коэффициент теплоотдачи, Вт/(м^2·К);
ε - степень черноты;
σ - постоянная Стефана-Больцмана, Вт/(м^4·град^2)
β - угол наклона солнечного коллектора к горизонту, град;
U – коэффициент потерь, Вт/(м^2·град);
R – термическое сопротивление, (м^2·К)/Вт;
Nu - число Нуссельта;
λ – коэффициент теплопроводности жидкости, Вт/(м·К)
d – диаметр, м;
q – плотность теплового потока, Вт/м^2;
J – плотность солнечного излучения; Вт/м^2;
c – изобарная теплоемкость, Дж/(кг·К);
G – расход, кг/с;
Q – тепловой поток, Вт;
h – высота, м;
V – объем, м^3;
ρ – плотность, кг/м^3;
x – расстояние от начала канала, м;
τ – время, час;
η – коэффицент полезного действия;
F – площадь, м^2.

Нижние индексы:

0 – окружающая среда;
1 – верхняя сторона абсорбера;
2 – нижняя сторона прозрачного покрытия;
3 – верхняя сторона прозрачного покрытия;
о – окружающая среда;
п – покрытие;
а – абсорбер;
ж – жидкоть;
э – эквивалентность;
из – изоляция;
СК – солнечный коллектор;
ПР – приведенный.

Верхние индексы:

к – конвективная составляющая;

р – радиационная составляющая;
«-» нижняя сторона пкрытия;
«+» - верхняя сторона покрытия;
из – изоляция.

<u>Сокращения:</u>
СК – солнечный коллектор;
СК-А – солнечный коллектор с алюминиевым абсорбером;
СК-М – солнечный коллектор с медным абсорбером;
СК-П – полимерный солнечный коллектор;
БТА – бак-теплоаккумулятор;
ПП – прозрачное покрытие;
ГС – гелиосистема.

ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСЬ СОЛНЕЧНЫХ НАГРЕВАТЕЛЕЙ ВОДЫ ЁМКОСТНОГО ТИПА С ГИБКИМ ПОЛИМЕРНЫМ АБСОРБЕРОМ

Ермуратский В.В., Капралов А.И
Институт энергетики Академии наук Молдовы

Аннотация. По уточнённой методике расчёта получены энергетические показатели солнечных нагревателей воды ёмкостного типа с полимерными абсорберами и различными конструкциями ограждений.

Ключевые слова: солнечное излучение, нагреватели воды, энергетические показатели.

PRODUCTIVITATEA INCĂLZITORILOR SOLARE DE APĂ TIP CAPACITATIV CU ABSORBER POLIMER FLEXIBIL

Ermuratschii V.V., Chapralov A.I.
Institutul de Energetică al Academiei de Ştiinţe a Moldovei

Rezumat. În conformitate cu metodica precizată de calcul sunt obţinute indicile energetice ale incălzitorilor solare de apă tip capacitativ cu absorber polimer şi cu diferite construcţiile de îngrădire.

Cuvinte cheie: iradirea solara, incălzitori de apă.

EFFICIENCY OF THE CAPACITY-TYPE SOLAR WATER HEATER WITH THE FLEXIBLE POLYMER ABSORBER.

Ermuratski V.V., Capralov A.I.
Institute of Power Engineering of the Academy of Sciences of Republic of Moldova

Abstract. Energetic indexes of solar capacity-type water heaters with flexible polymer absorbers and different constructions of enclosures using the refined method of calculus were obtained.

Key words: Solar radiation, water heaters.

Объект. Рассматривается солнечный нагреватель воды (СНВ), в котором конструктивно совмещены солнечный коллектор и аккумулятор горячей воды. Такие СНВ перспективны не только для индивидуальных установок /1,2/, но и для достаточно крупных систем горячего водоснабжения /3/.

Абсорбер солнечного излучения выполняется из чёрной полимерной плёнки толщиной 150-250мкм и представляет собой нижнюю часть ёмкости с водой. Верхняя часть ёмкости изготовляется из одного или двух слоёв прозрачной плёнки. В последнем случае между слоями находится воздух. В качестве материала абсорбера может применяться стабилизированный полиэтилен высокого давления, поливинилхлоридная плёнка, или прорезиненная ткань. На рис.1 показана фотография экспериментального образца безкорпусного СНВ.

Рис.1 Безкорпусной солнечный нагреватель воды с полимерным абсорбером

Более совершенная конструкция получается при размещении полимерной ёмкости в теплоизолированном корпусе. Вариант такой конструкции (фото на рис.2) может иметь такие дополнительные элементы как крышку-рефлектор с теплоизоляцией или без неё, однослойное или двойное прозрачное ограждение. Эти элементы служат для увеличения полезной энергии, получаемой от солнечного нагревателя и повышения его срока службы и надёжности. Если крышку-рефлектор выполнять с теплоизоляцией и уплотнением, то, закрывая её, можно сохранять горячую воду на более позднее время.

Рис.2 Солнечный нагреватель воды ёмкостного типа с полимерным абсорбером и плоскими рефлекторами

Особенностью СНВ с гибким полимерным абсорбером является то, что они должны располагаться в плоскости близкой к горизонтальной поверхности. Второй, более существенный недостаток простых конструкций СНВ ёмкостного типа – это низкая эффективность в дни с переменной облачностью. Однако, учитывая простоту конструкций и малую стоимость таких СНВ, можно предположить их перспективность для широкого применения. Для обоснования этого необходимо знать энергетические и экономические показатели СНВ. К настоящему времени длительные испытания СНВ ёмкостного типа не проведены, поэтому ниже приведены результаты прогноза этих показателей для условий Молдовы. Для расчётов энергетических показателей и характеристик солнечного нагревателя воды ёмкостного типа применены методики, изложенные в работах [4,5]. В её основе лежит эквивалентная электротепловая схема замещения солнечного нагревателя воды, показанная на рис.3.

Исходные данные для расчётов. В качестве теплоизоляции рассматривался пенополистерол М15 толщиной 50мм. Начальное значение температуры воды в разные месяцы года бралась как среднемесячная температура воздуха [4,5]. Эквивалентная температура атмосферы для расчёта радиационной тепловой проводимости потерь тепла с прозрачного ограждения была принята независящей от времени суток и месяца года и равной – 7 ^{0}С. Приведенная степень черноты системы была принята равной 1, а угловой коэффициент 1.

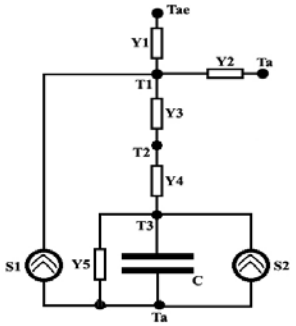


Рис.3 Электротепловая схема замещения СНВ ёмкостного типа.

Такие значения вышеуказанных величин обуславливают некоторое занижение расчётных данных по отношению к экспериментам [4]. Средняя скорость ветра при расчётах полагалась равной 3 м/с. Это значение скорости ветра характерно для ясных дней в течение антициклонов и после прохождения циклонов [4,5]. Положение рефлектора было принято вертикальным и неизменным для всего расчётного периода. Коэффициент отражения рефлектора $\rho_г$=const=0.78, а коэффициент поглощения абсорбера $К_п$ = 0.92.Исходные данные для расчётов энергетических показателей СНВ приведены в табл.1 и табл.2.

Таблица1

Конструкция СНВ	стеклянное ограждение, δ =3мм	сотовый поликарбонат, δ = 6мм	Без корпуса с диафрагмой
$К_{пр}$	0.89	0.82	0.89
$К_{пг}$	0.92	0.92	0.92
Y, Вт/Км^2	270	3.7	1600

В табл.1 $К_{пр}$ - это коэффициент пропускания солнечных лучей прозрачным ограждением при нулевом угле падения; $К_{пг}$ - коэффициент поглощения материала абсорбера; Y- тепловая проводимость прозрачного ограждения.

Расчётное число дней сезоне с марта по октябрь **Таблица2**

Nm	3	4	5	6	7	8	9	10
Nd	6	8	12	16	18	18	12	7

Результаты расчётов. На рисунках 3-6 представлены данные расчётов для СНВ, имеющих различные конструкции, для двух уровней воды: 0.07м и 0.1м (нагрузка 70 и 100 л/м^2) в период с марта по октябрь. Конструкция 1 имеет прозрачное ограждение из стекла, СНВ с рефлектором; конструкция 2- прозрачное ограждение из стекла, СНВ без рефлектора; конструкция 3- прозрачное ограждение из ПК, СНВ с рефлектором; конструкция 4- прозрачное ограждение из ПК, СНВ без рефлектора; конструкция 5- СНВ без корпуса и рефлектора с диафрагмой.

конструкция 1- прозрачное ограждение из стекла, СНВ с рефлектором

конструкция 2- прозрачное ограждение из стекла, СНВ без рефлектора

конструкция 3- прозрачное ограждение из ПК, СНВ с рефлектором

конструкция 4- прозрачное ограждение из ПК, СНВ без рефлектора
конструкция 5- СНВ без корпуса и рефлектора с диафрагмой

Сезонная полезная энергия (МДж /м^2) и КПД **Таблица 3**

Конструкция СНВ	Уровень воды 0.07м		Уровень воды 0.1м	
1	1248	0.53	1337	0.57
2	880	0.5	943	0.53
3	1300	0.56	1351	0.58
4	931	0.53	968	0.55
5	823	0.46	893	0.5

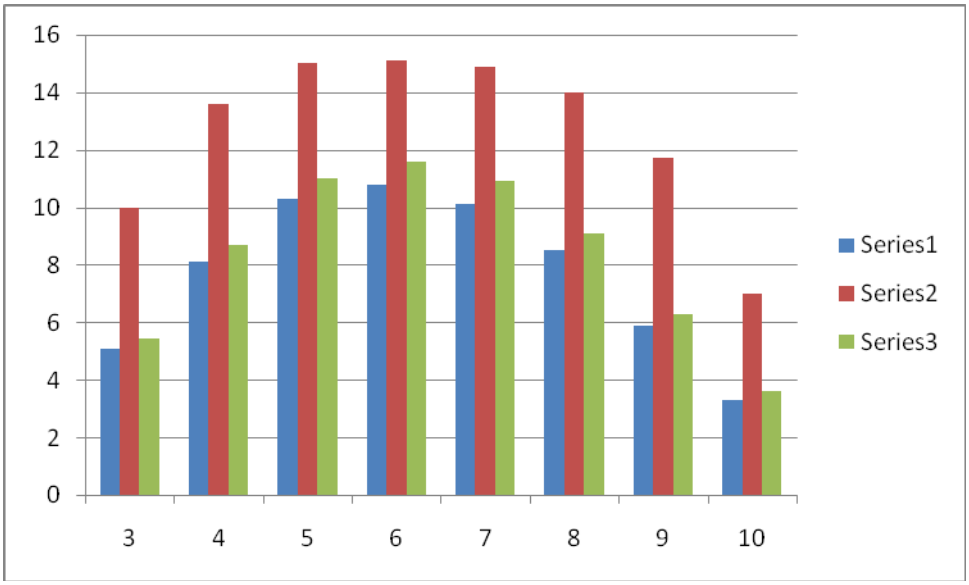


Рис.4 Суточные значения полезной энергии (МДж/м^2) в разные месяцы при нагрузке СНВ 70л/м^2 серия1 – конструкция №5, серия 3 –№2 , серия 2 - №3

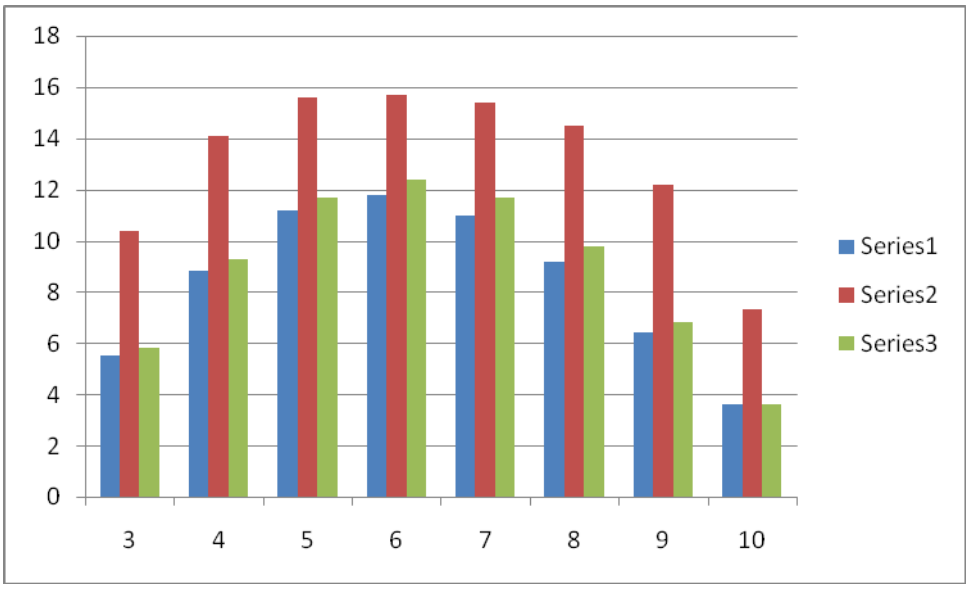


Рис.5. Суточные значения полезной энергии (МДж/м^2) в разные месяцы при нагрузке СНВ 100л/м^2 серия1 – конструкция №5, серия 3 –№2 , серия 2 - №3

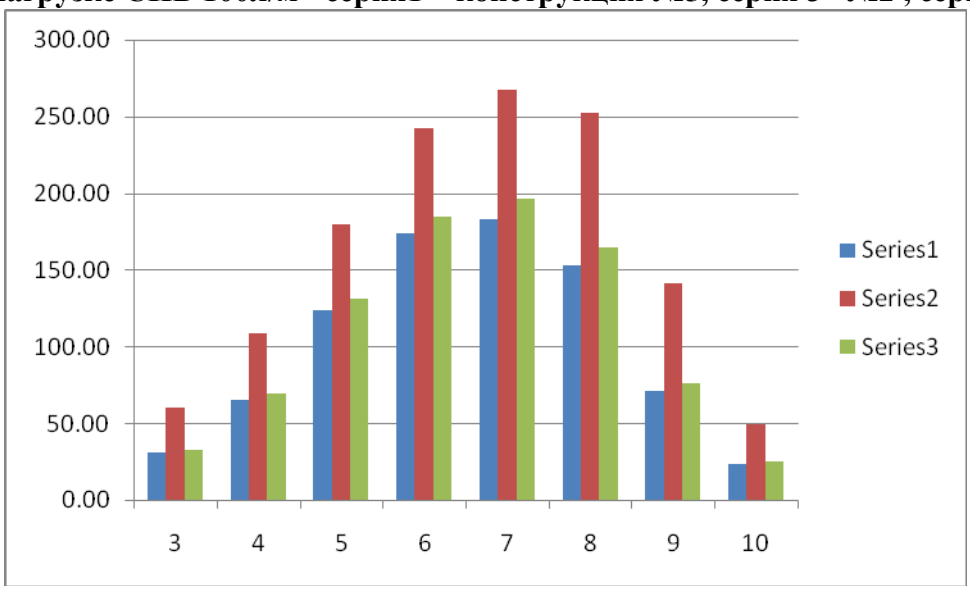


Рис.6 Удельная полезная энергия (МДж/м^2) в разные месяцы года при нагрузке СНВ 70л/м^2 серия1 – конструкция №5, серия 3 –№2 , серия 2 - №3

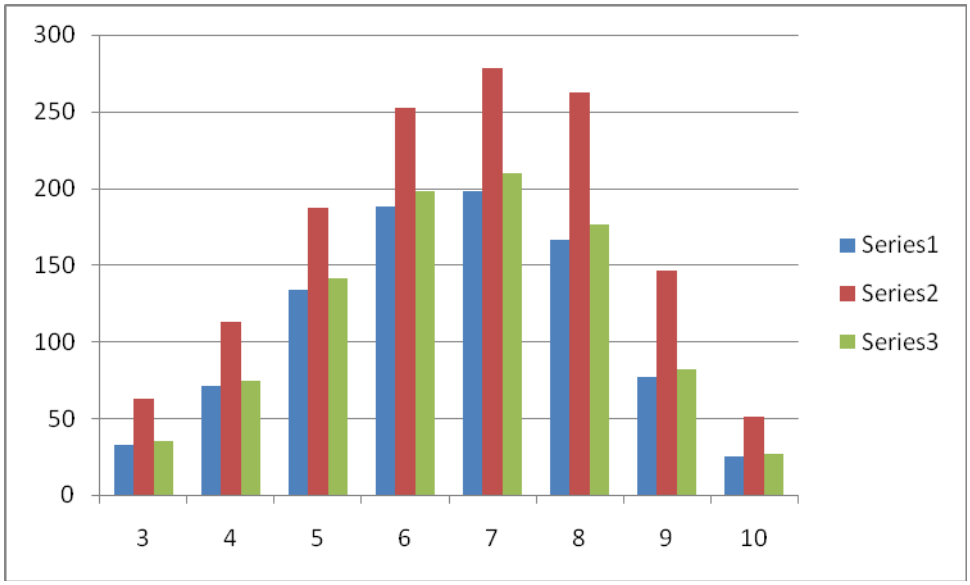


Рис.7 Удельная произодительность полезная энергия (МДж/м^2) в разные месяцы года при нагрузке СНВ 100л/м^2 серия1 – конструкция №5, серия 3 –№2 , серия 2 - №3

Заключение

1. Солнечный нагреватель воды с рефлектором обеспечивает большую, и более равномерную выработку полезной энергии в течение года, чем СНВ без этого элемента конструкции. Это обусловлено тем, что в весеннее - осенний период, снижение солнечной энергии, падающей на горизонтальную поверхность, частично

компенсируется ростом солнечного излучения, отражённого на абсорбер СНВ от вертикального рефлектора.

2. Солнечные нагреватели воды с гибким абсорбером и прозрачным ограждением без корпуса и теплоизоляции энергетически менее эффективные, а также априори менее надёжные, чем СНВ с теплоизолированным корпусом. Однако расходы на их изготовление минимальны. Кроме того, эта конструкция удобна для переносных СНВ. Поэтому для принятия решения о целесообразности их производства необходим анализ и сопоставление экономических показателей рассмотренных конструкций.

3. Энергетические показатели СНВ ёмкостного типа, а также максимальная температура воды существенно зависят от их конструкции, их удельной нагрузки по воде и месяца года. В весенний и осенний период для нагрева воды до более высоких температур необходимо снижение удельной нагрузки по воде (толщины слоя воды), что требует увеличения площади СНВ для обеспечения желательного расхода горячей воды, или применение дополнительного нагревателя, например, ТЭН.

4. Наилучшие энергетические показатели имеет СНВ с рефлектором и прозрачным ограждением из ячеистого поликарбоната, несмотря на его более низкую пропускательную способность по сравнению со стеклом. Это является следствием повышенного термического сопротивления прозрачного ограждения. Учитывая, что этот материал, в отличие от стекла, механически более прочный и более лёгкий, что важно, например, при создании переносных СНВ, его можно рассматривать как наиболее подходящим материалом для прозрачного ограждения.

5. Сезонная производительность СНВ рассмотренных конструкций по горячей воде с температурой от 30 до 70 ^{o}C находится в пределах (6–10)m^3 на 1$м^2$ площади апертуры.

6. Дальнейшие методические разработки и исследования будут связаны с оптимизацией режимов и размеров чисто солнечных и комбинированных систем горячего водоснабжения, состоящих из солнечных нагревателей воды ёмкостного типа и традиционных источников тепла.

Литература

1. Duffie J.F., Beckman W.A.. Solar engineering of Thermal Processes. Second Edition. N-W., 1991. John Willy & Sons.

2. Tsilingiris P.T. Design, analysis and performance of low-cost plastic film large solar water heating systems. Solar Energy 60, 5, 245-256.

3. Харченко Н.В. Индивидуальные солнечные установки. М.: Энергоатомиздат, 1991.

4. Ермуратский В.В., Ермуратский П.В. Уточнённая методика расчёта режимов работы солнечных нагревателей воды ёмкостного типа. Проблемы региональной энергетики. №1. 2008.

5. Ермуратский Василий, Ермуратский Владимир, Ермуратский Пётр Эффективность применения плоских рефлекторов в гелиоустановках. Проблемы региональной энергетики. №1. 2008.

6. Климат Кишинёва /Под ред. В.Н. Бабиченко, Т.Г. Шевкун/ – Л., Гидрометеоиздат, 1982.

7. Лассе Г.Ф. Климат Молдавской ССР Л.Гидрометеоиздат. 1978.

Сведения об авторах.

Ермуратский Владимир Васильевич- доктор-хабилитат технических наук, заведующий лабораторией нетрадиционных источников энергии Института энергетики АНМ.

Научные интересы связаны с исследованиями в области возобновляемых источников энергии и энергосбережения. Занимается разработкой и исследованиями низкотемпературных солнечных тепловых установок и устройств на их основе.

Капралов Анатолий Иванович – научный сотрудник лаборатории нетрадиционных источников энергии Института энергетики АНМ. Научные интересы связаны с исследованиями в области использования солнечной энергии.

МИНИМИЗАЦИЯ СТОИМОСТИ ВЕТРОДВИГАТЕЛЕЙ С ВЕРТИКАЛЬНЫМ РОТОРОМ

Анисимов В.К.
Институт энергетики АН Молдовы

Аннотация. Для ветродвигателей с вертикальным ротором исследована зависимость стоимости наиболее дорогих его частей от соотношения их размеров (высоты и диаметра). Получены формулы, позволяющие определить оптимальную величину этого соотношения для различных вариантов исполнения ветродвигателя: с концентратором ветра или без него.

Ключевые слова: лопасти турбины, стенки концентратора.

DIMINUAREA COSTULUI INSTALAȚIEI EOLIENE CU ROTORUL VERTICAL

Institutul de Energetică a Moldovei
Anisimov V.

Rezumat. Pentru motoarele de vînt cu rotor vertical s-a cercetat dependența valorii unora dintre cele mai costisitoare piese şi raportul dimensiunilor lor (înălțimii şi diametrului). S-au obținut formule, ce permit determinarea mărimii optime a acestui raport pentru diverse variante de executare a motorului de vînt: cu concentrator de vînt sau fără el.

Cuvinte cheie: palele turbinei, pereții concentratorului.

DECREASING THE COST OF WIND TURBINE WITH VERTICALLY INSTALLED ROTOR WHEEL

Institute of Power Engineering of Republic of Moldova
Anisimov V.K.

Abstract . The cost dependence of the most expensive parts of the vertical rotor windmill and their sizes (height and diameter) was studied. The formulae were obtained allowing determining the optimum value of such dependence for different modifications of a windmill: with or without wind concentrator.

Key words: turbine blades, concentrator walls.

1.Введение

Использование возобновляемых источников энергии является одним из приоритетных направлений современной энергетики. На ранних стадиях развития технологии преобразования энергии возобновляемых источников экономические показатели не рассматривались в качестве значимых ограничивающих факторов. С усовершенствованием технологий, техники преобразования и роста доли установленной мощности этих видов источников в общей структуре энергопроизводства и доли энергии в балансе энергопотребления показатели энергоэффективности ВИЭ становятся определяющими и приобретают статус стратегических показателей. С 2001 г. США увеличила производство электроэнергии за счет ветра более чем на 300%. Это - новая промышленность и более чем 20% процентов электрической энергии в доле потребленной в стране [1]. Обеспечение высокой надежности и эффективности новых чистых источников энергии являются не только технической и технологической категориями, но и экономической.

Например, Президент США Дж. Буш определил в качестве стратегической проблемы развитие технологий, которые позволят произвести достаточные объемы чистой и возобновляемой энергии, и в то же самое время покажут миру, что США является хорошими защитником окружающей среды [2]. При этом необходимо решить ряд научных задач, в том числе следующие задачи:

- Разработка новых технологий производства надежных агрегатов и систем по преобразовании энергии возобновляемых источников, которые легко интегрируются в существующие системы производства, транспорта и распределения электрической энергии, и обеспечивают минимальные затраты при производстве чистой энергии.
- Научная поддержка процесса технологического трансферта результатов научных исследований в новые образцы оборудования, технологий способов эффективного их использования.

Не только технические [3-9], но и экономические аспекты получают все более весомое звучание в стратегических программах продвижения ВИЭ, в том числе для компонент по преобразовании энергии ветра. Например, в программе развития ветроэнергетики США на период 2007-2012 гг. [1] в качестве стратегических указанны задачи, решение которых позволит улучшить эффективность, снизить стоимость обычных ветровых турбин и технологий их изготовления, причем это должно содействовать продвижению малых турбин работающих при низких скоростях ветра.

2. Некоторые особенности традиционных конструкций ветродвигателей

Самыми распространенными в настоящее время являются ветродвигатели с горизонтальной осью вращения. Для таких ветродвигателей имеется большой опыт эксплуатации и возможность построения ветродвигателей в большом диапазоне установленных мощностей: от ватт до нескольких мегаватт. Основным недостатком таких ветродвигателй является их чувствительность к качеству ветра. Им нужен ветер, у которого направление меняется медленно, а поток воздуха - ламинарный.

Ветродвигатели с вертикальной осью вращения мало чувствительны к качеству ветра, но обладают сравнительно низким коэффициентом преобразования кинетической энергии ветра. В силу малой чувствительности к направлению ветра они могут использоваться в местах с высокой турбулентностью ветрового потока, например в зонах застройки.

Для получения больших мощностей необходимо, чтобы при малых среднегодовых скоростей ветра ветротурбина имела большую ометаемую площадь. Но поскольку турбины должны выдерживать и большие, но кратковременные порывы ветра, то выполнение этого требования приводит к утяжелению конструкции и росту капитальных затрат. В итоге это влияет на стоимость энергии получаемой от ветра.

Задача настоящей работы состоит в разработке подхода по минимизации стоимости ветродвигателя с вертикальной осью вращения, которые смогут устойчиво работать при низких скоростях ветра, характерных для климатических условий Республики Молдова. Отметим, что такая формулировка задачи хорошо согласуется с сущностью задачи, определенной в качестве актуальной в Программе США по развитию ветроэнергетики.

3. Требования к ветродвигателю с вертикальной осью вращения турбины

На основе теории решения изобретательских задач можно сформулировать требования к предельно достижимому результату (вариант идеальной машины) для обеспечения конкурентноспособности ветроагрегатов, используемых для конверсии низкоскоростных турбулентных потоков ветра в механическую и/или электрическую энергию при минимальных значениях капитальных затратах. Эти требования могут иметь следующие формулировки:

1. Конструкция должна иметь большую ометаемую турбиной площадь для случая ветров с низкой скоростью;
2. Конструкция должна иметь маленькую площадь при ветре с большой скорости ветра;
3. Сам ветер должен плавно изменять величину этой площади (по мере увеличения его скорости площадь должна уменьшаться).
4.Объем капитальных затрат должен быть маленьким.

Сформулированные требования являются противоречивыми для заданного конструктивного исполнения ветроагрегата и для их удовлетворения в необходимо предложить новое конструктивное решение для ветроагрегата или некоторых его частей, которое снимет эти противоречия.

4. Решения, повышающие технические и экономические показатели турбин с вертикальной осью вращения.

Необходимость обеспечения механической устойчивости ветроагрегатов при порывах ветра приводит к увеличению их материалоемкости и стоимости, а также срока окупаемости. Это является следствием того, что вращающиеся турбина должна не только принимать и преобразовать энергию ветра, но и противостоять его избыточному напору, что обуславливает большие механические нагрузки на турбину. Решением вопроса может быть разделение функции между конструктивными элементами, а именно: одни элементы (лучше – неподвижные) должны противостоять избыточной силе ветра, а турбина только преобразовывать его энергию. Возможным техническим решением при такой постановки задачи может быть использование концентратора ветрового потока, что позволит уменьшить габариты ветровой турбины при той же развиваемой мощности (рис.1).

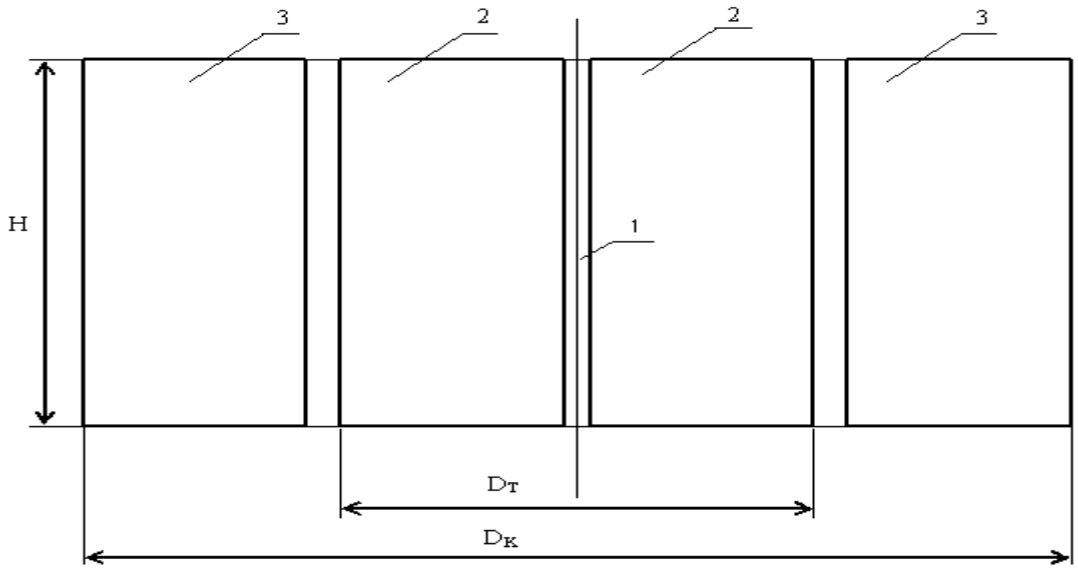


Рис.1. Взаимное расположение оси вращения (1), лопастей турбины (2) и стенок концентратора (3) ветродвигателя

Использование большого количества стенок концентратора (N) может привести к увеличению удельной материалоемкости и стоимости ветродвигателя. Поэтому актуальной задачей для ветроэнергетики является определение границ экономической

целесообразности использования концентраторов ветрового потока, а также и систем стабилизации частоты вращения ветродвигателя.

Повышение устойчивости к порывам ветра за счет явления самостабилизации частоты вращения и снижения ветрового напора на конструктивные элементы турбины может получено за счет введения специальных конструктивных элементов. В [8] предложено изменить конструкцию лопасти ветротурбины введением простого элемента - форточки с горизонтальной осью вращения по верхнему краю крепления. Введение таких элементов в лопастях турбины позволяет решить задачу автоматического изменения величины рабочей площади, следовательно, и адаптации параметров турбины к случайным характеристикам ветра при существенно более низких значениях динамических механических нагрузок.

Для определения условий экономической целесообразности применения концентратора ветрового потока проведем следующий анализ.

Диаметр турбины D_T вместе с высотой турбины H определяют величину рабочей площади приема энергии ветра:

$$S_T = 0,5 D_T H \ , \tag{1}$$

так как вертикальная турбина принимает энергию ветра только той половиной, где лопасти движутся по направлению ветра. Введение концентратора потока, стенки которого направляют ветер на лопасти турбины, не просто увеличивает диаметр ветродвигателя с D_T до D_K (наружный диаметр концентратора), но и увеличивают рабочую площадь поверхности за счет улучшения использования ветрового потока:

$$S_K = D_K H \ . \tag{2}$$

Величина соотношения площадей рассматриваемых конструкций ветроагрегата определяется соотношением:

$$S_K / S_T = D_K / 0,5 D_T \ . \tag{3}$$

Площадь приема энергии ветра входит в формулу для определения мощности ветродвигателя в первой степени. Предположим, что стоимость ветродвигателей в первом приближении пропорциональна их мощности. Исходя из такой гипотезы можем полагать, что в первом приближении соотношение рабочих площадей для приема ветра ветродвигателей практически равно соотношению их стоимостей:

$$S_K / S_T = D_K / 0,5 D_T \ = C_B / C_T \ , \tag{4}$$

где C_B - стоимость ветродвигателя с концентратором ветра, а C_T - стоимость турбины.

Стоимость ветродвигателя включает стоимость концентратора и стоимость турбины

$$C_B = C_K + C_T \tag{5}$$

Разделив обе части этого равенства на стоимость турбины C_T, получаем

$$C_B / C_T = C_K / C_T + 1. \qquad (6)$$

Подставляем значения из (4) в (6) и получаем пороговое условие для стоимости концентратора ветрового потока

$$C_K \le C_T (\frac{D_K}{0,5D_T} - 1). \qquad (7)$$

Выполнение этого условия можно считать первым требованием к экономической целесообразности применения концентраторов ветрового потока в установках по приему энергии ветра. Если условие (7) выполняется, то для увеличения экономических показателей ветроустановки целесообразно использовать концентраторы ветрового потока, а если не выполняется, то экономически выгоднее будет установка без концентратора ветрового потока.

5. Влияние элементов крепления на стоимость турбины с вертикальным ротором вращения.

На стоимость ветродвигателя сильно влияет стоимость крепления листового материала в лопастях турбины и в стенках концентратора. При этом исходим из предположения, что значительная часть объема работы по изготовлению ветродвигателя приходится на долю деталей крепления и на процесс их крепления в интегрированную конструкцию.

С учетом данной гипотезы следует, что зависимость стоимости турбины от соотношения ее основных размеров - высоты H и диаметра D_T (коэффициент $K = H / D_T$) можно получить следующим образом.

Обозначим количество лопастей турбины буквой M, а погонную стоимость крепления листового материала – буквой C. Площадь листового материала определяется площадью сбора энергии ветра и количеством лопастей турбины, поэтому от величины K не зависит. Для упрощения определения стоимости крепления листового материала будем считать, что она пропорциональна длине периметра листа и ее удельное значение распределено равномерно по данному периметру. Площадь сечения турбины $S_T = HD_T$ при соотношении высоты к диаметру $K = H / D_T$. Тогда

$$D_T = \sqrt{\frac{S_T}{K}} \text{ , а } H = \sqrt{S_T K}. \qquad (8)$$

Стоимость горизонтальных элементов крепления определяем как $C_Г = CD_T M$, а вертикальных – $C_B = 2CHM$, а общая стоимость элементов крепления равна:

$$C = C_Г + C_B = CM\sqrt{S_T}\left(\frac{1}{\sqrt{K}} + 2\sqrt{K}\right). \qquad (9)$$

Для нахождения оптимальной величины $K_{ОПТ}$, при которой стоимость C минимальна, дифференцируем уравнение (9) и приравняем полученное выражение для первой производной нулю:

$$CM\left(\frac{1}{\sqrt{K}}-\frac{1}{2K\sqrt{K}}\right)\sqrt{S}=0 \quad . \qquad (10)$$

Из уравнения (10) следует, что искомое значение переменной $K_{ОПТ}$ = 0,5. Это означает, что лопасти турбины должны быть квадратными, и величина $K_{ОПТ}$ не зависит от их количества M . Этот результат можно было предвидеть, так как из планиметрии известно, что из всех прямоугольников квадрат имеет наименьшую длину периметра при той же площади.

Определим условия минимальной стоимости для элементов крепления турбины в случае, когда погонные стоимости креплений по горизонтали и вертикали не совпадают и отличаются коэффициентом b . При этих условиях оптимальное значение искомой величины равно $K_{ОПТ} = b/2$, где $b = C_Г / C_В$.

На рис.2 приведена зависимость стоимости элементов крепления от геометрии ветровой турбины с вертикальным ротором. Отметим, что этот график имеет пологий участок, в средней части которого и находится величина $K_{ОПТ}$ = 0,5. Именно это и позволяет широко использовать листовой материал стандартных размеров с минимальными потерями в стоимости.

Рассмотрим теперь общий случай, когда ветродвигатель содержит турбину и концентратор (оба - произвольного диаметра), причем не все стенки концентратора одинаковы, и погонные стоимости крепления (все четыре) отличаются друг от друга.

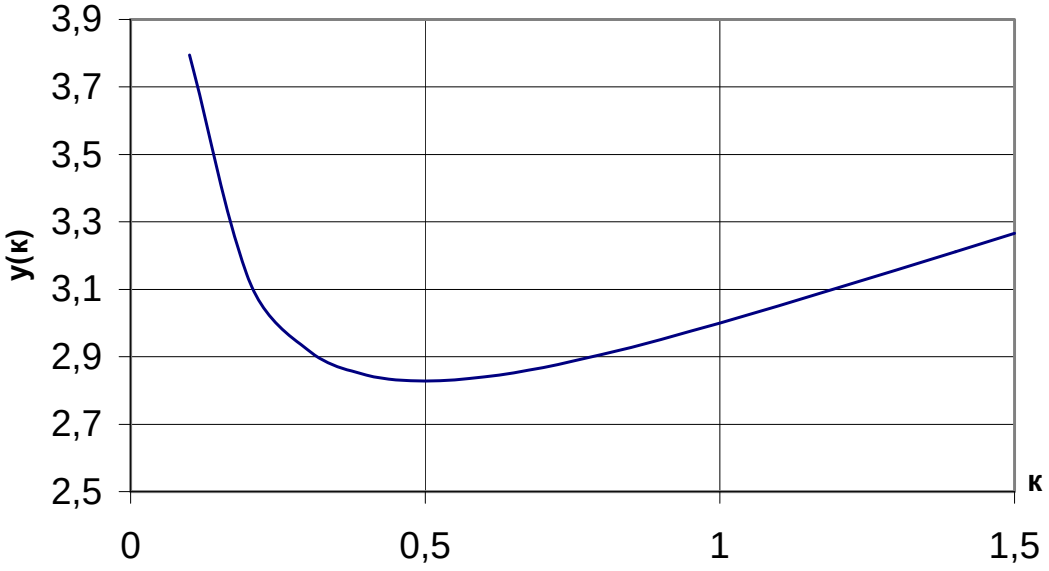


Рис.2. Зависимость относительной стоимости $y(k)$ элементов крепления в турбине от отношения высоты к диаметру k.

Введем следующие обозначения: C -погонная стоимость горизонтального крепления турбины; b_1C - погонная стоимость вертикального крепления; b_2C - погонная стоимость горизонтального элементов горизонтального крепления концентратора; b_3C .вертикальных элементов крепления; $a = D_T / D_K$ - отношение диаметров турбины и концентратора; M - количество лопастей турбины; N - общее количество стенок

концентратора; $N_K = (1-t)N$ - число коротких стенок; $N_Д = tN$ количество длинных стенок, к которым крепится неподвижный вал турбины.

Стоимость крепления листов турбины C_T (с учетом формул (8)) помощью крепежных элементов складывается из стоимостей креплений по вертикали C_B и по горизонтали $C_Г$:

$$C_T = C_B + C_Г = 2b_1 CM\sqrt{SK} + CMa\sqrt{\frac{S}{K}}\,. \qquad (11)$$

Стоимость крепления листов концентратора C_K складывается из стоимостей элементов креплений по вертикали (они одинаковы для коротких и длинных стенок) и стоимостей элементов креплений по горизонтали (они зависят от размеров стенки):

$$C_K = C_B + C_{ГК} + C_{ГД} = 2b_3 CN\sqrt{SK} + (1-t)CNb_2(1-a)\sqrt{\frac{S}{K}} + b_2 CtM\sqrt{\frac{S}{K}} \qquad (12)$$

Общую стоимость C креплений листов турбины и концентратора удобно представить в виде:

$$C = A\sqrt{K} + \frac{B}{\sqrt{K}} \qquad (13)$$

где : $A = 2C\sqrt{S}(b_1 M + b_3 N)$; $B = C\sqrt{S}\left[aM + b_2 N(1-a+at)\right]$

Для определения оптимальной величины $K_{ОПТ}$, при которой стоимость C минимальна, дифференцируем (13) и приравниваем полученное выражение к нулю:

$$\frac{A}{2\sqrt{K}} - \frac{B}{2K\sqrt{K}} = 0\,. \qquad (14)$$

Решение уравнения (14):

$$K_{ОПТ} = \frac{B}{A} = 0,5\frac{aM + b_2 N(1-a+at)}{b_1 M + b_3 N} \qquad (15)$$

Для величин $a = 0,5$, $M = 6$, $N = 11$, $t = 0,273$, и $b_1 = b_2 = b_3 = 1$, получаем:

$$K_{ОПТ} = 0,59.$$

Выводы.

1. Стоимость концентратора не должна превышать стоимость турбины, так как только при этих условиях можно получит экономическую выгоду за счет снижение удельной материалоемкости ветродвигателя.
2. Ветродвигатели с одинаковой площадью сбора энергии ветра будут иметь разную стоимость в зависимости от соотношения высоты и диаметра турбины.

Чтобы стоимость ветродвигателя была минимальной, необходимо определить оптимальную величину этого соотношения.

Литература

1. Wind Energy Multiyear Program Plan for 2007–2012. USA.
2. President Bush Attends Washington International Renewable Energy Conference 2008 (WIREC 2008)/Washington Convention Center// Washington, D.C. http://www.whitehouse.gov/news/releases/2008/03/print/20080305.html
3. Менблатов Б. Карусельный ветродвигатель. Авт. Свид. СССР 1008482, 03 3/06, опубл. 30.03.1983, Бюлл. Изобр. №12.
4. Меликсетов А. Ветродвигатель. . Авт. Свид. СССР № 408049, F 03 D 3/04, Опубл. 10.12.1973, Бюлл. Изобр. № 47.
5. Паволоцкий Ю. Ветродвигатель. Авт. Свид. СССР № 987160, F 03 D 3/04, Опубл. 07.01.1983, Бюлл. Изобр. № 1.
6. Чередниченко Ю. Ветродвигатель. Авт. Свид. СССР № 1268792, F 03 D 3/04, Опубл. 07.11.1986, Бюлл. Изобр. № 41.
7. Плотников П. Ветряной ротор. Патент № 2008515 , F 03 D 3/04, Опубл. 28.02.1994, Бюлл. Изобр. №
8. Берзан В. Анисимов В. Ветродвигатель с концентратором воздушного потока и турбиной с вертикальным ротором. Заявка на изобретение а 2006 0282 от 18.12.2006, по классу F 03 D 3/04.
9. Culinschii G. , . Culinschii I. , Pîcev A. Instalație energetică eoliană carusel. Brevet de invenție . MD 2531, F 03 D 3/00 2004.08.31., BOPI № 8/2004.

Информация об авторе.

Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник Института энергетики АНМ. Область научных интересов – нетрадиционные источники энергии, холодный ядерный синтез, получение водорода. Автор 80 научных работ, в том числе 63 изобретений.

ОСОБЕННОСТИ РАБОТЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ГЕНЕРАТОРА НА НАГРУЗКУ ТИПА ТЕПЛИЦЫ

Анисимов В. К.
Институт энергетики АНМ.

Аннотация. Рассмотрен частный случай работы электрического генератора на потребителя, расположенного близко к генератору, который потребляет электрическую и тепловую энергию. Показано, что при работе генератора в режиме отдачи максимальной мощности в нагрузке, то при специальной конструкции генератора от него можно получить значительно больше энергии полезной для потребителя энергии. Приведен возможный вариант реализации этого устройства для питания теплицы.

Ключевые слова: генератор, электрическая энергия, мощность, тепловая энергия, теплица.

PARTICULARITĂȚILE DE FUNCȚIONARE A GENERATORULUI LA ALIMENTAREA CU ENERGIE A UNEI SERE

Anisimov V.
Institutul de Energetică al AȘM

Rezumat. Se examinează un caz particular de funcționare a generatorului electric, care alimentează consumatorul de energie electrică şi termică amplasat în apropierea generatorului. S-a demonstrat, că în timpul funcționării generatorului în regimul puterii maxime şi la utilizarea unei soliții speciale constructive a generatorului se poate obține o cantitate sumară mai semnificativă de energie electrică şi termică. Este prezentată varianta posibilă de realizare a instalației pentru alimentarea unei sere.

Cuvinte cheie: generator, energie electrică, putere, energie termică, seră.

PARTICULARITIES OF ELECTRIC GENERATOR FUNCTIONING AT SUPPLYING OF GREENSHOUSE

Anisimov V.
Institute of Power Engineering of the Academy of Sciences of Moldova

Abstract. The particular case of consumer supplies with electrical and thermal energy from electric generator located near them is considered. It is shown, that at generator working in maximum power mode and using special design it is possible to receive much more electrical and thermal energy useful to consumer. The possible variant of this device realisation for glasshouse is shown.

Key words: generator, electric energy, power, thermal energy, greenhouse.

Ведение

Электрические генераторы являются самым распространенным техническим устройством для преобразования механической энергии в электрическую энергию . Применение новых магнитных, изоляционных и проводниковых материалов с улучшенными характеристиками, а также постоянное улучшение конструкции электрических машин позволили существенно повысить их удельные энергетические показатели. В качестве интегрального параметра, который характеризует качество электрической машины, используется и коэффициент полезного действия (КПД).

Повышение КПД каждого отдельного компонента технической системы, в частности систем получения, преобразования, транспорта и потребления электрической энергии, является необходимым условием получения экономически конкурентных изделий. Такая постановка задачи имеет длительную историю и легко понятна не только специалистам, но и потребителям продукции и услуг, поскольку в конечном итоге обеспечивается в долговременной перспективе соответствие критерию «стоимость-конечный результат».

В настоящее время основная доля электрической энергии производится на мощных электростанциях, так как это экономически обосновано, а потребители получают ее через сложную систему транспортных и распределительных электрических сетей. Вследствие этого, потери энергии в транспортных и распределительных сетях значительно превышают потери в генераторах электрических станций и существенным образом влияют на общий КПД системы.

Альтернативным существующим структурам производства электрической энергии на мощных электростанциях является внедрение принципа распределенной генерации, когда источник приближается к потребителю. Но поскольку изменить существующую инфраструктуру транспорта и распределения электрической энергии является очень сложной задачей, то необходимо согласовывать выходные параметры источников генерации с транспортной сетью и с распределительной. Классическая схема такого согласования представлена на рис.1. Она включает источник генерации G, повышающий трансформатор $T1$, электрическую линию высокого напряжения (ЛЭП), понижающий трансформатор $T2$ и нагрузка R_H.

Рис. 1. Классическая схема передачи мощности к нагрузке

Направление на использование возобновляемых источников энергии (ВИЭ) для генерации электрической энергии при их параллельной работе с электрической сетью также по своей сутью является реализацией принципа распределенной генерации. Приближение источника генерации к потребителю может изменить суть задачи по обеспечению потребителя электрической и тепловой энергией. Отметим, что условия передачи максимальной мощности от источника в нагрузку давно известны (Бота-Ленца), и наибольшее теоретическое значение КПД в такой системе равен 0,5. Это условие верно как для передачи энергии через цепь, которая включает электрическую линию, так и при прямой передачи энергии от источника в нагрузку. Повышение энергетической эффективности при одновременном повышении передаваемой в нагрузку мощности и КПД системы является актуальной задачей.

Постановка задачи

Многие потребители нуждаются одновременно как в электрической, так и в тепловой энергии (теплицы, жилые дома и др.). Тенденции в расширении доли энергии получаемой от ВИЭ обеспечивает приближение источника генерации энергии к потребителю. При этом фактически исключается влияние электрической сети на стоимость энергии поставляемой потребителю. При данной схеме энергоснабжения стоимость электромеханического преобразователя (электрического генератора), особенно при снижении стоимости преобразования кинетической энергии ветра и течения воды (микроГЭС) уже влияет на энергетическую эффективность системы генерации электрической энергии, так как при изготовлении ветродвигателя (гидротурбины) можно использовать и относительно дешевые местные материалы.

Применение концепции когенерации при производстве электрической энергии ветровым генератором для покрытия спроса в энергии отдельных потребителей (фермерского хозяйства, теплиц и тепличных комплексов) при внедрении принципа максимальной энергетической эффективности энергообеспечения требует отдельного рассмотрения с учетом особенностей характеристик, как источника генерации, так и потребителя. Отметим, что эти условия не являются очевидными и их необходимо определить, что и является задачей данной работы.

Энергетические характеристики передачи мощности в нагрузку

Пусть потребитель R_H питается от электрического генератора с внутренним сопротивлением r_i (рис.2).

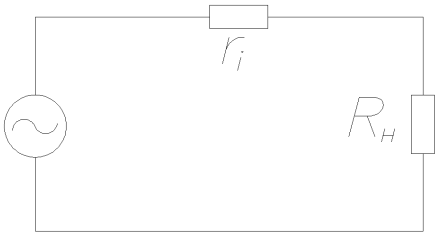


Рис.2. Эквивалентная схема питания нагрузки

Характеристики отдаваемой генератором мощности в нагрузку и изменение КПД в зависимости от соотношения сопротивления нагрузки и внутреннего сопротивления генератора R_H / r_i можно определять на основе известных соотношений:

$$P_{\max} = \frac{E^2}{4r_i} \quad , \quad P_H = \frac{E^2 R_H}{(r_i + R_H)^2} \quad , \quad \eta = \frac{R_H}{r_i + R_H} \, . \qquad (1)$$

В системе относительных единиц с учетом (1) получим формулы для определения переменных $R_H^* = R_H / r_i$ и $P^* = P_{\max} / P_H$ в зависимости от КПД системы:

$$R^* = \frac{R_H}{r_i} = \frac{\eta}{1-\eta}, \quad P^* = \frac{P_{\max}}{P_H} = \frac{E^2 (r_i + R_H)^2}{4 r_i E^2 R_H} = \frac{1}{4\eta}(1 + \frac{R_H}{r_i}) = \frac{1}{4\eta(1-\eta)} \qquad (2)$$

где E, r_i - эдс и внутреннее сопротивление генератора.

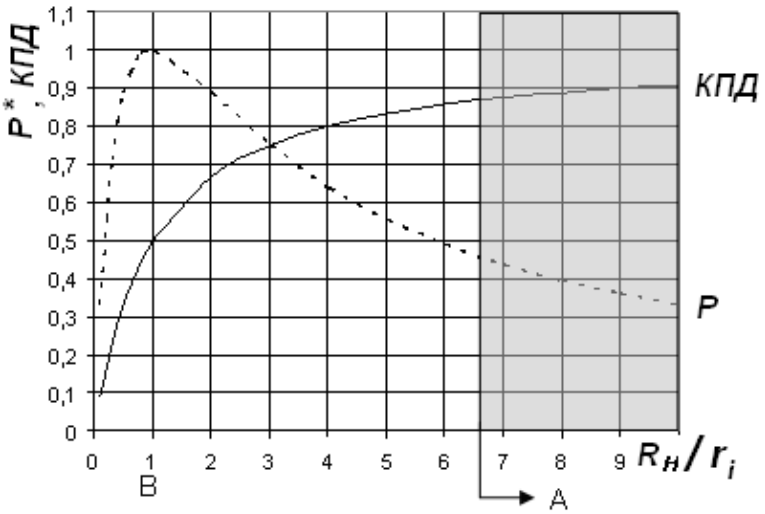


Рис.3. Изменение активной мощности отдаваемой в нагрузке P^* и КПД

Зависимости максимальной мощности отдаваемой в нагрузку и КПД (для схемы рис.2) приведены на рис.3. Экономически целесообразно, чтобы система работала в режимах, которые соответствуют зоне А. В этой зоне потери энергии, которые преобразуются в тепло, в системе наименьшие.

Характеристики, приведенные на рис.3 показывает, что для режимов зоны А возможности генератора используются не полностью.

Зависимость $P^* = f(\eta)$ имеет нелинейный характер. При низких значениях КПД значение мощности, которое может отдавать генератор в нагрузку значительно меньше того значения, которое мы приняли в качестве номинальной при работе генератора в режимах характерных для зоны А. Это связано с тем, что большая часть генерируемой мощности преобразуется в тепло в самом генераторе. При изменении соотношения сопротивления нагрузке R_H и внутреннего сопротивления генератора r_i (увеличение КПД) электромеханического преобразователя уменьшается доля энергии, которая преобразуется в тепло и растет доля энергии, которая преобразуется генератором в электрическую энергию. Следовательно, при питании потребителя от ветроустановки имеется возможность управлять режимом генерации электрической и тепловой энергии, которая может быть произведена электрическим генератором, например регулированием параметра η генератора. Естественно при этом должен быть технически решен вопрос съема тепловой энергии, которая выработана генератором и ее передачи потребителю, например в целях отопления. такой режим управления очень необходим при использовании ветроустановок. Проблема в том, что потребление электрической энергии является величиной непостоянной во времени, как и энергия ветрового потока. Например, даже в темное время суток, использование электрической энергии ветроагрегата имеет кратковременный характер, а аккумулирование электрической энергии с последующим ее преобразованием, хотя является и решенной задачей, но может быть достаточно затратной. Кроме того, при переменной скорости ветра ветроагрегат работает при переменной мощности и если нагрузка меньше чем генерируемая мощность, то применяются меры к снижению мощности генератора. Снижение мощности в этом случае приводит и к снижению энергетических показателей ветроустановки, удорожанию произведенной электрической энергии и к увеличению сроков окупаемости.

Использование принципа перераспределения мощности между нагрузкой и генератором в зависимости от случайного характера кинетической энергии ветровых потоков позволяет обеспечить получение качественной электрической энергии, например от асинхронного генератора с емкостным возбуждением при его работе в автономном режиме [1]. Следовательно, принцип перераспределения мощности генератора в зависимости от уровня потр6ебления и энергетической мощности ветровых потоков может быть удовлетворительным решением повышения энергетической эффективности ветроустановок и повышения их конкурентоспособности в качестве независимых и зависимых источников энергии. Преобразование части мощности в тепловую энергию позволяет ее накапливать в тепловых аккумулятор и использовать в удобное время. Аккумулирование тепловой энергии может быть для краткосрочного использования, но и на длительный период, например при работе с тепловыми насосами.

При согласованной нагрузке для данной схемы имеем $\eta = 50\%$, т.е. половина мощности генератора превращается в тепло. Если в качестве потребителя тепловой энергии будет теплица, то в режиме согласованной нагрузке 50% мощности генератора будет в виде электрической энергии, а 50% можно использовать в качестве тепловой энергии. При таком подходе мы наиболее полно используем преобразовательные свойства генератора при его использовании в составе ветроэнергетической установки.

Естественно, что при такой большой тепловой мощности генератора его конструкция должна спроектирована таким образом , чтобы обеспечить ей интенсивное охлаждение. Можно предложить следующий вариант конструкции генератора, чтобы его тепловая мощность была передана потребителю (рис.4).

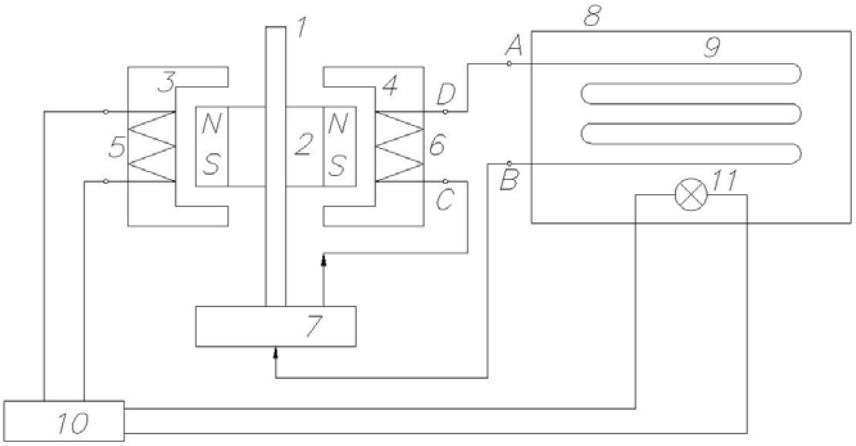


Рис.4. Принципиальная схема установки для производства электрической и тепловой энергии для энергоснабжения теплицы

Установка для одновременного производства электрической и тепловой энергии может включать следующие элементы: вал, вращаемый ветроэнергетической установкой (1); якорь генератора с постоянными магнитами (2); сердечники 3 и 4 статорных обмоток 5 и 6 для снабжения теплицы 8 электроэнергией ; насос для обеспечения принудительной циркуляции теплоносителя (7); система отопления теплицы – электропроводящие трубы (9); блок стабилизации и преобразования напряжения к виду, удобному для пользователя (10); система освещения теплицы (11).

Отметим только, что обмотка генератора работает в режиме согласованной нагрузки и через насос 7 охлаждается теплоносителем, который отдает тепло в теплицу 8 через теплообменник 9. Последний выполнен из электропроводящей трубы, сопротивление которой между точками А и В равно внутреннему сопротивлению генератора. Для удобства пользователя отрезок трубы между точками В и С (участок насоса 7) можно выполнить изолированным или из трубы из электроизоляционного материала. Соответственно это потребует создание электрического соединения между точками В и С в случае удаленного расположения теплицы от генератора.

Выводы.

1.Управление тепловой и электрической мощностью генератора ветроустановки позволяет повысить эффективность преобразования кинетической энергией ветровых потоков, которая преобразуется генератором ветроустановки.

2.При компактном расположении комплекса «источник электроэнергии -потребитель тепловой и электрической энергий» целесообразно разработать специальный генератор с возможностью отвода от него тепловой энергии, причем его полезная тепловая мощность должна быть близкой к его электрической мощности.

Литература

1. Berzan V., Tîrşu M., Postoronca Sv. Stabilizator de tensiune a generatorului asincron cu turații joase. Problemele energeticii regionale. Nr. 2(7)/2007// http://www.asm.md.- pp.44-49.

Информация об авторе.
Кандидат технических наук, ведущий научный сотрудник Института энергетики АНМ. Область научных интересов – нетрадиционные источники энергии, холодный ядерный синтез, получение водорода. Автор 80 научных работ, в том числе 63 изобретений.
Поступила в редакцию: 14.02.2008 Принята 15.05.2008