

О ПРИЧИНАХ НАГРЕВА КОНСТРУКТИВОВ ЭНЕРГБЛОКА ДНЕСТРОВСКОЙ ГАЭС

Развитие атомной энергетики в Украине невозможно без опережающего создания маневренных и пиковых мощностей ГЭС и ГАЭС. Проведена оценка величины токов в арматуре железобетона колодца энергоблока Днестровской ГАЭС. Показано, что существующие поля рассеяния в зоне выводов гидрогенератора-двигателя не могут быть причиной повышенного нагрева железобетона фундамента. Установлено, что причиной нагрева арматуры фундамента является циркуляционный ток. Для выработки действенных решений по снижению нагревов конструктивов необходимо проведение дополнительных расчетных и экспериментальных исследований распределения магнитного поля и токов в конструктивных элементах при разных режимах нагрузки.

Ключевые слова: маневренность, гидрогенератор-двигатель, поля рассеяния, нагрев, арматура.

Суточный график электрической нагрузки энергосистемы Украины отличается крайней неравномерностью. Характерным для него является наличие явно выраженного утреннего и вечернего пиков энергопотребления, а также глубокого провала в ночные часы. При этом диапазон изменения нагрузки в течение суток может составлять до 40 % генерации. Энергопотребление страны покрывается электростанциями разных типов в силу своих технологических особенностей, имеющими разные маневренные характеристики (таблица).

Маневренные характеристики электростанций разных типов

Тип электростанции	Технический минимум нагрузки, % (отношение минимально допустимой мощности к установленной)	Диапазон регулирования, %	Время набора полной мощности, мин	
			после «останова»	из «горячего» состояния
АЭС	85 - 90	10 - 15	390 - 660	60
Мощные ТЭС	70 - 80	20 - 30	90 - 180	20 - 50
ГТУ (ТЭС)	0	100	15 - 30	0,5
ГЭС	0	100	1 - 2	0,25 - 0,5*
ГАЭС	0	200	< 1 - 2	0,25 - 0,5*

* Из состояния холостого хода на номинальных оборотах.

Энергоблоки атомных (АЭС) и мощных тепловых (ТЭС) электростанций предназначены для покрытия базовой (неизменной) части нагрузки. Маневренная и пиковая нагрузка покрывается в основном за счет гидравлических (ГЭС), гидроаккумулирующих (ГАЭС) и частично ТЭС. Анализ мирового опыта эксплуатации энергосистем с преобладанием мощных ТЭС и АЭС (что характерно для Украины) показывает, что для их оптимальной работы в структуре энергетической системы уровень маневренных мощностей должен составлять 15 - 20 % всей генерации. Как указывалось выше, ГЭС и ГАЭС в этом смысле вне конкуренции, и именно за счет гидроэнергетики может быть создан необходимый запас маневренности энергосистемы. По некоторым оценкам, на сегодня дефицит маневренных мощностей в Объединенной энергосистеме (ОЭС) Украины составляет более 3 млн кВт [1].

С достройкой и введением в эксплуатацию всех агрегатов Днестровской ГАЭС, как это предусмотрено Энергетической стратегией Украины [5], ОЭС страны выйдет на оптимальный уровень маневренных мощностей в общем балансе генерации (15 %), что положительно скажется на общем состоянии энергетики, в том числе повысит эффективность эксплуатации энергоблоков Хмельницкой и Ривненской АЭС.

На сегодня на Днестровской ГАЭС пущены два гидроагрегата (из семи по проекту) мощностью 416 МВт в двигательном (насосном) и 324 МВт в генераторном режимах. В процессе их опытно-промышленной эксплуатации были обнаружены перегревы опорных конструкций выводных шин, площадок обслуживания распорных домкратов и сегментов перекрытия шахты гидрогенератора-двигателя (ГД). Кроме того, был зафиксирован повышенный нагрев (131 °С) арматуры железобетона шахты гидроагрегата в районе распорного домкрата № 5 ГД-2 [6]. В то время как согласно требованиям генерального подрячика (ПАО «Укрэнергопроект») нагрев железобетона не должен превышать

© О. Г. Кенсицкий, Д. И. Хвалин, 2016

75 °С, что потребовало проведения дополнительных исследований по выявлению причин указанных явлений и разработки эффективных технических решений.

Определение активного тока, вызывающего нагрев арматуры бетона в районе расположения домкрата № 5, производилось двумя методами при некоторых допущениях. Совпадение и допустимое расхождение результатов (до 10 %) свидетельствует о правильности подходов и возможности их использования в дальнейшем.

Величина тока в стержне арматуры железобетона определялась:

по экспериментальной кривой нагрева арматуры в переходном режиме, вызванного набросом нагрузки в двигательном режиме ГД;

путем решения обратной задачи нагрева узлов агрегата методом тепловых схем замещения с сосредоточенными параметрами.

На рис. 1 представлен эскиз рассматриваемой зоны. Стержень стальной арматуры диаметром D расположен на расстоянии $b_{\text{бет}}$ от внутренней стенки колодца фундамента. Потоками рассеяния с индукцией B в арматуре наводится ток, который и вызывает ее нагрев. Внутри колодца циркулирует воздух, теплоотдача к которому от бетонной стенки осуществляется с коэффициентом α .

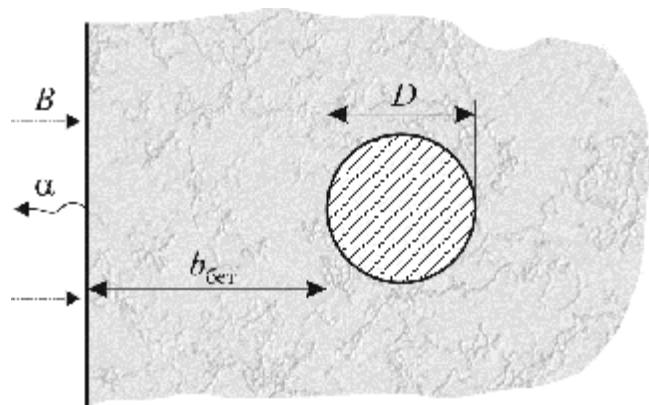


Рис. 1. Расчетная зона фундамента.

В общем виде нагрев арматуры в нестационарном режиме для некоторого элементарного объема $V_{\text{ст}}$ описывается уравнением вида

$$c_{\text{ст}} \gamma_{\text{ст}} V_{\text{ст}} \frac{dq_{\text{ст}}}{dt} + L_{\text{ст},0} (\theta_{\text{ст}} - \theta_0) = Q_{\text{ст}}, \quad (1)$$

где $c_{\text{ст}}$ – удельная теплоемкость стержня, Дж/(кг·К); $\gamma_{\text{ст}}$ – удельная плотность материала стержня, кг/м³; $\theta_{\text{ст}}, \theta_0$ – температуры стержня и окружающей среды соответственно, К; $L_{\text{ст},0}$ – эквивалентная проводимость между стержнем и окружающей средой, Вт/К; $Q_{\text{ст}} = q_{\text{ст}} V_{\text{ст}}$ – суммарные потери в элементарном объеме, Вт; $q_{\text{ст}}$ – удельные потери, Вт/м³.

В общем виде нагрев и постоянные времени объекта определяются взаимодействием всех тел, участвующих в теплообмене [8]. Так как выделение потерь происходит в теле с меньшей теплоемкостью, то в начальный момент переходного процесса можно считать, что нагрев стержня происходит адиабатически, без отвода тепла. Тогда уравнение (1) можно записать в следующем виде:

$$\left. \frac{dq_{\text{ст}}}{dt} \right|_{t \approx 0} = \frac{q_{\text{ст}}}{c_{\text{ст}} \gamma_{\text{ст}}} = \text{tg } \beta, \quad (2)$$

где β – угол наклона касательной к кривой $\theta_{\text{ст}} = f(t)$ (рис. 2).

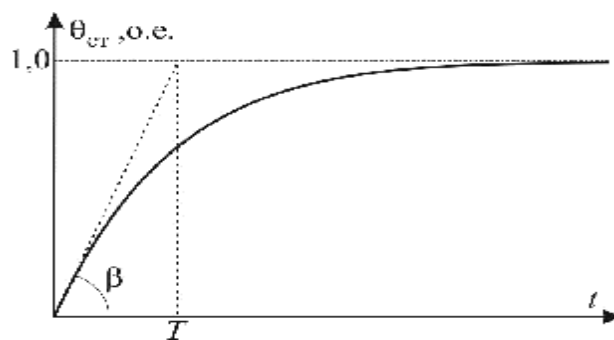


Рис. 2. Кривая нагрева арматуры железобетона.

Учитывая, что удельные потери в стали арматуры $q_{\text{ст}} = j_{\text{ст}}^2 / \rho$, можно получить выражение для плотности тока

$$j_{\text{ст}} = \sqrt{\rho c_{\text{ст}} \gamma_{\text{ст}} \text{tg } \beta \times 10^{-3}}, \quad (3)$$

где $c_{\text{ст}} = 440$ Дж/(кг·К) – удельная теплоемкость стали арматуры; $\rho_{\text{ст}} = 7,85 \cdot 10^3$ кг/м³ – плотность стали; $\gamma = 4,39 \cdot 10^6$ 1/(Ом·м) – удельная электрическая проводимость стали в начальный момент переходного процесса (при 50 °С).

По экспериментальной кривой нагрева арматуры в переходном режиме, вызванного набросом нагрузки в двигательном режиме, получаем угол наклона касательной в точке $t = 0$ ($\beta \approx 75^\circ$). Тогда плотность тока в арматуре колодца фундамента по выражению (3) составит $0,24 \cdot 10^6$ А/м².

Определим величину тока в арматуре (см. рис. 1) путем решения обратной задачи нагрева. Температура стали сечением $S_{ст}$ (м²) и длиной l (м) составляет

$$\theta_{ст} - \theta_0 = Q_{ст} R_{экв}, \quad (4)$$

где $Q_{ст}$ – потери в стержне, Вт; $R_{экв}$ – эквивалентное тепловое сопротивление теплоотода от стержня в окружающую среду, К/Вт.

В свою очередь потери в стержне

$$Q_{ст} = I_{ст}^2 r_t = j_{ст}^2 S_{ст} r l, \quad (5)$$

здесь r_t – омическое сопротивление стали при температуре 130 °С, Ом; $I_{ст}$ – объем вихревого тока в стержне, А; ρ – удельное сопротивление стали при температуре 130 °С, Ом·м.

Теплопроводность стали намного превышает теплопроводность бетона и ее тепловое сопротивление можно не учитывать. Тогда эквивалентное тепловое сопротивление между стержнем и окружающей средой (см. рис. 1)

$$R_{экв} = R_{бет} + R_a = \frac{b_{бет}}{l_{бет} \rho r l} + \frac{1}{\alpha \rho D l} = \frac{\alpha b_{бет}}{l_{бет}} + \frac{1}{\alpha \rho D l}, \quad (6)$$

где $l_{бет}$ – теплопроводность бетона, Вт/(м·К); r – радиус стальной арматуры (подразумевается, что потери снимаются с боковой поверхности стержня), м; α – коэффициент теплоотдачи на внутренней поверхности стенки колодца фундамента, Вт/(м²·К).

Подставив выражение (6) в (4) и выполнив соответствующие преобразования, получаем выражение для плотности тока в стержне арматуры

$$j_{ст} = \sqrt{\frac{4(\theta_{ст} - \theta_0) l_{бет} \alpha}{D r (2b_{бет} \alpha + l_{бет})}}, \quad (7)$$

и при $\theta_{ст} = 131$ °С; $\theta_0 = 20$ °С; $r = 0,01$ м; $\rho = 0,292 \cdot 10^{-6}$ Ом·м; $b_{бет} = 0,1$ м; $l_{бет} = 0,29$ Вт/(м·К) получаем $j_{ст} \approx 0,22 \cdot 10^6$ А/м².

Значения плотности тока в арматуре, рассчитанные двумя методами расходятся между собой не более чем на 9 %, что свидетельствует об адекватности принятых допущений. Здесь следует отметить, что при решении обратной задачи нагрева не было учтено наличие контактного сопротивления между стержнем арматуры и бетоном (наличие воздушных включений, ржавчины и пр.), и в действительности значения плотности тока будут несколько меньше полученных.

Таким образом, среднее расчетное значение объема тока в стержне арматуры колодца фундамента составляет

$$I_{ст} = j_{ст} S_{ст} \gg 72,2 \text{ А}. \quad (8)$$

Одной из возможных причин повышенного нагрева конструктивов фундамента энергоблока является наличие полей рассеяния в зоне выводов ГД. Проведенные в ходе пуско-наладочных работ измерения значений индукции полей рассеяния при номинальном токе статора в двигательном режиме (15765 А) показали, что среднее значение индукции у поверхности колодца фундамента в рассматриваемой зоне составляет 0,0032 Тл [6]. Для измерения составляющих магнитной индукции в зоне выводных шин обмотки статора была разработана схема оснащения, в соответствии с которой устанавливались планки с преобразователями магнитной индукции. Расчетное значение магнитной индукции рассеяния определено для проводника с током в воздушном пространстве, исходя из закона полного тока [3] по формуле

$$B_{cp} = \frac{\mu_0 I_c}{2 \rho r_p}, \quad (9)$$

где μ_0 – постоянная магнитная проницаемость воздуха ($\mu_0 = 0,4\pi \cdot 10^{-6}$ Гн/м); I_c – ток в проводнике, А; r_p – расстояние от центра проводника до места определения магнитной индукции, м.

Исходя из полученных значений индукции, можно рассчитать ориентировочное значение плотности вихревых токов. В гидрогенераторе контур вихревых токов вращается синхронно с полем с угловой скоростью ω . При этом следует учесть, что вследствие «реакции вихревых токов», при толщине элемента D значительно большей эквивалентной глубины проникновения $l = \sqrt{2/\omega\mu\sigma}$, происходит ослабление и неравномерное распределение результирующего потока по сечению. Как показано в [7], это учитывается коэффициентом $k_m = 3l/D$. Тогда выражение для действующего значения плотности вихревого тока примет вид

$$j_{в ст} = gE_{\pi} = \sqrt{2\rho k_m} g B_{cp} D = 3\sqrt{2\rho l} g B_{cp} = 3\sqrt{\frac{2\rho g f}{m}} B_{cp} = 3\sqrt{\frac{\omega g}{m}} B_{cp}, \quad (10)$$

где E_{π} – напряженность электрического поля на поверхности стержня, В/м; g – проводимость стали стержня, $1/(\text{Ом}\cdot\text{м})$; f – частота сети, Гц; $m = \mu_0\mu_{\sigma}$ – магнитная проницаемость для стали, которая обычно записывается с помощью относительной магнитной проницаемости μ_{σ} , Гн/м.

Согласно зависимости $m = f(E)$ для ферромагнитных материалов [4], при напряженности поля $E_{\pi} = \sqrt{2\rho f} B_{cp} D = 1,42 \times 10^{-2}$ В/м, относительная магнитная проницаемость $\mu_{\sigma} = 20$ о.е. Следовательно, при учете «реакции вихревых токов» и значении индукции на поверхности колодца фундамента 0,0032 Тл, вихревой ток в стальном стержне арматуры составит $0,06 \cdot 10^6$ А/м², что на порядок меньше значений, полученных выше. И поля рассеяния промышленной частоты выводов ГД не могут быть причиной зафиксированных нагревов.

Важно отметить, что обмотка статора с целым числом пазов на полюс и фазу q (как мы имеем в нашем случае) при протекании синусоидального тока частоты f кроме намагничивающей силы от основной гармоники создает и высшие гармонические, порядок которых определяется выражением $n = 6k \pm 1, (k = 1, 2, 3, \dots)$. При этом высшие гармонические индуцируют в стержне токи частоты $6kf$. Таким образом, наличие высших гармоник является причиной добавочных потерь в стальном стержне, которые вследствие эффекта вытеснения токов концентрируются преимущественно на его поверхности.

Выражение для действующего значения плотности вихревого тока от высших гармонических примет вид

$$j_{в ст n} = 3\sqrt{\frac{\omega_n g}{m}} B_{cp n} = 3\sqrt{\frac{n\omega g}{m}} \frac{\mathcal{B}_{cp}}{e n} \frac{\ddot{\phi}}{\varnothing} = 3\sqrt{\frac{\omega g}{nm}} B_{cp}, \quad (11)$$

где ω_n и $B_{cp n}$ – угловая частота и среднее значение индукции рассеяния от n -й гармонической соответственно.

Нетрудно заметить, что наличие в полях рассеяния высокочастотной составляющей не может вызвать сверхнагрев арматуры железобетона, так как в данном случае их влияние уменьшается с увеличением порядка гармоники прямо пропорционально $1/\sqrt{n}$.

Общее физическое представление о магнитном поле и контактных явлениях [9], происходящих в концевой части ГД, свидетельствует о наличии в отдельных контурах циркуляционных токов значительной величины. Такими контурами могут быть нажимные плиты, торцевые щиты, уплотнения, направляющий аппарат и другие металлические детали, находящиеся во вращающемся магнитном поле сложной пространственной формы.

В первом приближении для вычисления циркуляционных токов в стальном стержне можно пренебречь индуктивными сопротивлениями контуров этих токов, по сравнению с их активными сопротивлениями [2]. Тогда плотность циркуляционных токов в стальном стержне, обусловленных электродвижущими силами, наведенными на участке l , можно определить как

$$j_{ц ст} = g(E_{ст} - E_{\pi}) = j_{ст} - j_{в ст} = 0,17 \text{ А/м}^2, \quad (12)$$

где $E_{ст}$ – напряженность электрического поля в стержне, В/м.

Следовательно, действующее значение циркуляционного тока в стальном стержне будет примерно в 3 раза больше вихревого, что может быть причиной нагрева арматуры железобетона.

Если рассматривать совместное действие вихревого и циркуляционного тока (8), то циркуляционный ток составит 74 % от общего объема тока в стержне, а вихревой – 26 %.

Для уменьшения повышенного нагрева необходимо ослабить торцевой поток рассеяния лобовых частей обмоток статора и ротора, что может быть достигнуто выполнением деталей крепления сердечника и обмотки статора, бандажных колец ротора из немагнитных материалов, а также установкой параллельно нажимной плите электрических и магнитных экранов. Причем чем толще экран, тем лучше он будет экранировать элементы конструкции [8], но определяющими должны явиться экономические и конструктивные факторы. Следует отметить, что токи, протекающие в экране, вызывают не только ослабление общего пронизывающего экран потока, но и искажение магнитного поля, приводящее к тому, что вместе с экранированием деталей, расположенных непосредственно за экраном, часть потока вытесняется в пространство в ближайшем окружении экрана. Потери в некоторых деталях могут в связи с этим возрасти.

Выводы

Определено, что повышенный нагрев арматуры железобетона колодца энергоблока Днестровской ГАЭС вызван протеканием тока плотностью $0,22 - 0,24 \text{ А/мм}^2$. Указанный ток не может быть наведен полями рассеяния выводов обмотки статора и является циркуляционным.

Для разработки и обоснования эффективных технических решений по снижению нагревов конструктивов энергоблока и усовершенствования конструкции ГД необходимо проведение дополнительных расчетных и экспериментальных исследований распределения магнитного поля в зоне выводных шин обмотки статора, а также токов в конструктивных элементах при разных режимах нагрузки ГД.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кенсницкий О.Г., Ключников А.А., Федоренко Г.М. Безопасность, надежность и эффективность эксплуатации электротехнического и электроэнергетического оборудования блоков АЭС. – Чернобыль: Ин-т проблем безопасности АЭС, 2009. – 240 с.
2. Вольдек А.И., Данилевич Я.Б., Косачевский В.И., Яковлев В.И. Электромагнитные процессы в торцевых частях электрических машин. – Л.: Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние, 1983. – 216 с.
3. Говорков В.А. Электрические и магнитные поля. – М.: Энергия, 1985. – 448 с.
4. Езовит Г.П. Справочник электроэнергетика. – К.: Наук. думка, 1974. – 272 с.
5. Енергетична стратегія України на період до 2030 року // Відом. Міністерства палива та енергетики України. Спец. вип. – К.: М-во палива та енергетики України, 2006. – 144 с.
6. Исследования магнитного поля в зоне выводов обмотки статора и нагрева конструктивных элементов гидрогенератора-двигателя СВО 1255/255-40 УХЛ4 станц. №1 Днестровской ГАЭС [Электронный ресурс] / В. Г. Кубанов, А. К. Шофул, В. И. Лицов и др. // Технический отчет. – Харьков: ГП завод «Электротяжмаш», 2012 г. – 1 электрон. опт. диск (CD-ROM). – Загл. с экрана. – 22 с.
7. Нейман Л.Р. и Калантаров П.Л. Теоретические основы электротехники, ч. 3. – М.: Госэнергоиздат, 1948. – 343с.
8. Титов В.В., Хуторецкий Г.М., Загородная Г.А. и др. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. – Л.: Энергия, 1967. – 896 с.
9. Das J.C. Power system analysis: short-circuit load flow and harmonics. – New York: Taylor & Francis, 2002. – 868 p.

О. Г. Кенсницкий, Д. І. Хвалін

Институт проблем безпеки АЕС НАН України, вул. Кірова, 36а, Чорнобиль, 07270, Україна

ПРО ПРИЧИНИ НАГРІВАННЯ КОНСТРУКТИВІВ ЕНЕРГОБЛОКА ДНІСТРОВСЬКОЇ ГАЕС

Розвиток атомної енергетики в Україні неможливий без випереджаючого створення маневрених і пікових потужностей ГЕС і ГАЕС. Проведено оцінку величини струмів в арматурі залізобетону колодязя енергоблока Дністровської ГАЕС. Показано, що існуючі поля розсіювання в зоні виводів гідрогенератора-двигуна не можуть бути причиною підвищеного нагріву залізобетону фундаменту. Установлено, що причиною нагрівів арматури фундаменту є циркуляційний струм. Для вироблення дієвих рішень щодо зниження нагрівів конструктивів необхідне проведення додаткових розрахункових та експериментальних досліджень розподілу магнітного поля та струмів у конструктивних елементах при різних режимах навантаження.

Ключові слова: маневреність, гідрогенератор-двигун, поля розсіювання, нагрівання, арматура.

O. G. Kentsytskyi, D. I. Khvalin

Institute for Safety Problems of Nuclear Power Plants NAS of Ukraine, Kirova str., 36a, Chornobyl, 07270, Ukraine

ABOUT CAUSES HEATING THE STRUCTURAL ELEMENTS OF THE UNIT OF DNIESTER HAPP

The development of nuclear energy in Ukraine is impossible without creation of advanced maneuverable and peak capacity HPPs and HAPPs. The estimation of the value of currents in the rebar reinforced concrete of the well unit of the Dniester HAPP. It is shown that the existing stray fields in the area of findings of the hydro generator-motor may not be the cause of increased heating of reinforced concrete foundation. It is found that the cause of heating of the reinforcement foundation is the circulating current. In order to develop effective solutions to reduce heat constructs requires additional theoretical and experimental studies of the distribution of the magnetic fields and currents in the structural elements under different load conditions.

Keywords: maneuverability, hydro generator-motor, fields of dispersion, heating, fittings.

REFERENCES

1. *Kensytsky O.G., Kliuchnykov A.A., Fedorenko G.M.* Safety, reliability and efficiency in the operation of electrical and power equipment of NPP power units. – Chernobyl: In-t problem bezopasnosti AES, 2009. – 240 p. (Rus)
2. *Voldek A.I., Danylevych Ya.B., Kosachevskiy V.I., Yakovlev V.I.* Electromagnetic processes in the end parts of electrical machines. – Leningrad: Energoatomizdat, Leningr. otd-nie, 1983. – 216 p. (Rus)
3. *Govorkov V.A.* Electric and magnetic fields. – Moskva: Energija, 1985. – 448 p. (Rus)
4. *Ezovit G.P.* Handbook of Electric Power industry. – Kyiv: Naukova dumka, 1974. – 272 p. (Rus)
5. *Energy strategy of Ukraine for the period until 2030 year* // Information the Ministry of Fuel and Energy of Ukraine. Special edition. – Kyiv: The Ministry of Energy and Fuel, 2006. – 144 p. (Ukr)
6. *Studies of the magnetic field in the zone of conclusions windings of the stator and the heating of structural components of Hydro-Generator-Motor SVO 1255/255-40 UHL4 station №1 Dniester HAPP* [electronic resource] / V. G. Kubanov, A. K. Shoful, V. I. Litsov et al. // Technical Report. – Kharkov: SE plant «Electrotyazhmash», 2012. – 1 electron. opt. disk (CD-ROM). – Title from the screen. – 22 p. (Rus)
7. *Neiman L.R. and Kalantarov P.L.* Theoretical bases of electrical engineering, part 3. – Moskva: Gosenergoizdat, 1948. – 343 p. (Rus)
8. *Titov V.V., Hutoreckiy G.M., Zagorodnaya G.A., Varatian G.P. et al.* Turbo generators. Be calculation and construction. – Leningrad: Energia, 1967. – 896 p. (Rus)
9. *Das J.C.* Power system analysis: short-circuit load flow and harmonics. – New York: Taylor & Francis, 2002. – 868 p.

Надійшла 12.05.2016

Received 12.05.2016