



## **ПОТЕРИ И НАГРЕВ АРМАТУРЫ ЖЕЛЕЗОБЕТОНА КОЛОДЦА ЭНЕРГОБЛОКА ДНЕСТРОВСКОЙ ГАЭС**

*Развитие атомной энергетики в Украине невозможно без опережающего создания маневренных и пико-вых 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 нагревов 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.*

*К л ю ч е в ы е с л о в а:* маневренность, гидрогенератор-двигатель, поля рассеяния, нагрев, арматура.

**С**точный график электрической нагрузки энергосистемы Украины отличается крайней неравномерностью. Характерным для него является наличие явно выраженного утреннего и вечернего пика 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 различных типов, в силу своих технологических особенностей имеющими разные маневренные характеристики (см. Табл. 1).

Энергоблоки атомных (АЭС) и мощных тепловых электростанций (ТЭС) предназначены для покрытия базовой (неизменной) части нагрузки. Маневренная и пиковая нагрузка покрывается в основном за счет гидравлических (ГЭС), гидроаккумулирующих (ГАЭС) и частично тепловых электростанций. 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 гене-

рации. 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 Ровенской АЭС.

На сегодня на Днестровской ГАЭС пущены два гидроагрегата (из семи по проекту) мощностью по 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 гидро-

**Таблица 1.** Маневренные характеристики электростанций разных типов.

Тип электростанции	Технический минимум нагрузки, % (отношение минимально допустимой мощности к установленной)	Диапазон регулирования, %	Время набора полной мощности, минут	
			после «останова»	из «горячего» состояния
АЭС	85 - 90	10 - 15	390 - 660	60
Мощные ТЭС	70 - 0	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.



генератора-двигателя (ГД). Кроме того, был зафиксирован повышенный нагрев арматуры железобетона шахты гидроагрегата в районе распорного домкрата № 5 ГД-2 [6], уровень которого превышал предельно допустимую величину – 75 °С (согласно требованиям генерального подрядчика – ПАО «Укрэнергопроект»). 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  $b_{бет}$  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  $\alpha$ .

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

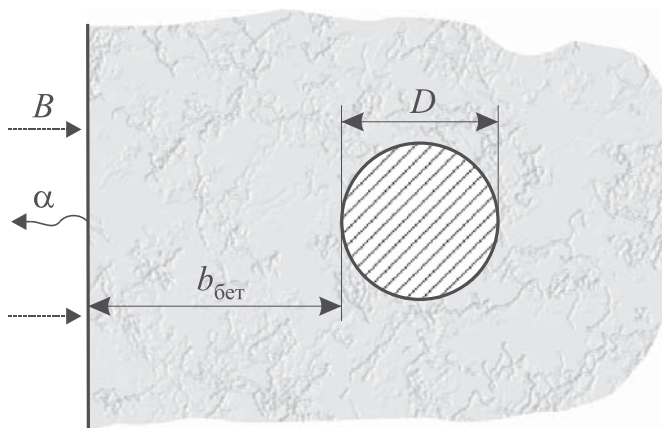


Рис. 1. Расчетная зона фундамента

$$c_{ст}\rho_{ст}V_{ст}\frac{d\theta_{ст}}{dt} + \Lambda_{ст,0}(\theta_{ст} - \theta_0) = Q_{ст}, \quad (1)$$

где  $c_{ст}$  – удельная теплоёмкость стержня, Дж/(кг·К);  $\rho_{ст}$  – удельная плотность материала стержня, кг/м<sup>3</sup>;  $\theta_{ст}$ ,  $\theta_0$  – температуры стержня и окружающей среды, соответственно, К;  $\Lambda_{ст}$  – эквивалентная проводимость между стержнем и окружающей средой, Вт/К;  $Q_{ст} = q_{ст}V_{ст}$  – суммарные потери в элементарном объеме, Вт;  $q_{ст}$  – удельные потери, Вт/м<sup>3</sup>.

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 теплоёмкостью, то в начальный момент переходного процесса можно считать, что нагрев стержня происходит адиабатически, без отвода тепла. Тогда уравнение (1) можно записать в следующем виде

$$\left. \frac{d\theta_{ст}}{dt} \right|_{t \rightarrow 0} = \frac{q_{ст}}{c_{ст}\rho_{ст}} = \operatorname{tg} \beta, \quad (2)$$

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

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

$$j_{ст} = \sqrt{\gamma c_{ст} \rho_{ст} \operatorname{tg} \beta \cdot 10^{-3}}, \quad (3)$$

где  $c_{ст} = 440$  Дж/(кг·К) – удельная теплоемкость стали арматуры;  $\rho_{ст} = 7,85 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup> – 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/м<sup>2</sup>.

Определим величину тока в арматуре (Рис. 1) путем решения обратной задачи нагрева. Температура стали сечением  $S_{ст}$  (м<sup>2</sup>) и длиной  $l$  (м) составляет

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

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

В свою очередь потери в стержне



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

здесь  $r_l$  – омическое сопротивление стали при температуре 130 °С, Ом;  $I_{ст}$  – объём вихревого тока в стержне, А;  $\rho$  – 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 (Рис. 1)

$$R_{эkv} = R_{бет} + R_{\alpha} = \frac{b_{бет}}{\lambda_{бет} \pi r l} + \frac{1}{\alpha \pi D l} = \left( \frac{2b_{бет}}{\lambda_{бет}} + \frac{1}{\alpha} \right) \frac{1}{\pi D l}, \quad (6)$$

где  $\lambda_{бет}$  – теплопроводность бетона, Вт/(м·К);  $r$  – радиус стальной арматуры (подразумевается, что потери снимаются с боковой поверхности стержня), м;  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи на внутренней поверхности стенки колодца фундамента, Вт/(м<sup>2</sup>·К).

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

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

и при  $\theta_{ст} = 131$  °С;  $\theta_0 = 20$  °С;  $r = 0,01$  м;  $b_{бет} = 0,1$  м;  $\rho = 0,292 \cdot 10^{-6}$  Ом·м;  $\lambda_{бет} = 0,29$  Вт/(м·К) получаем  $j_{ст} \approx 0,22 \cdot 10^6$  А/м<sup>2</sup>.

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 расчётное значение объёма тока в стержне арматуры колодца фундамента составляет

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

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 двигателем 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. Расчётное значение магнитной индукции рассеяния определено для проводника с током в воздушном пространстве, исходя из закона полного тока [3] по формуле

$$b_{cp} = \mu_0 I_c / 2\pi r_p, \quad (9)$$

где  $\mu_0$  – 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  $\omega$ . При этом следует учесть, что вследствие «реакции вихревых токов», при толщине элемента  $D$  значительно большей эквивалентной глубины проникновения  $\lambda = \sqrt{2/\omega\mu\gamma}$ , происходит ослабление и неравномерное распределение результирующего потока по сечению. Как показано в [7], это учитывается коэффициентом  $k_m = 3\lambda/D$ . Тогда выражение для действующего значения плотности вихревого тока примет вид

$$j_{в ст} = \gamma E_{п} = \sqrt{2} \pi k_m \gamma f B_{cp} D = 3\sqrt{2} \pi \lambda \gamma f B_{cp} = 3\sqrt{\frac{2\pi\gamma f}{\mu}} B_{cp} = 3\sqrt{\frac{\omega\gamma}{\mu}} B_{cp}, \quad (10)$$

где  $E_{п}$  – напряжённость электрического поля на поверхности стержня, В/м;  $\gamma$  – проводимость стали стержня, 1/(Ом·м);  $f$  – частота сети, Гц;  $\mu = \mu_r \mu_0$  –

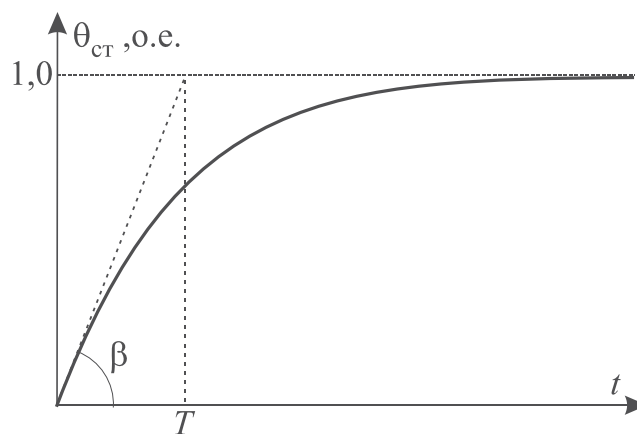


Рис. 2 Кривая нагрева арматуры железобетона



магнитная проницаемость для стали, которая обычно записывается с помощью относительной магнитной проницаемости  $\mu_c$ , Гн/м.

Согласно зависимости  $\mu = f(E)$  для ферромагнитных материалов [4], при напряжённости поля  $E_n = \sqrt{2\pi f B_{cp}} D = 1,42 \cdot 10^{-2}$ , В/м, относительная магнитная проницаемость  $\mu_c = 20$  о.е. Следовательно, при учёте «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/м<sup>2</sup>, 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 создаёт и высшие гармонические, порядок которых определяется выражением  $\nu = 6k \pm 1$ , ( $k = 1, 2, \dots$ ). При этом высшие гармонические индуцируют в стержне токи частоты  $\nu$ . Таким образом, высшие гармонические вызывают добавочные потери в стальном стержне, которые вследствие эффекта вытеснения токов относительно высокой частоты концентрируются преимущественно на его поверхности.

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

$$j_{вст\nu} = 3 \sqrt{\frac{\omega_\nu \gamma}{\mu}} B_{ср\nu} = 3 \sqrt{\frac{\nu \omega \gamma}{\mu}} \left( \frac{B_{ср}}{\nu} \right) = 3 \sqrt{\frac{\omega \gamma}{\nu \mu}} B_{ср}, \quad (11)$$

где  $\omega_\nu$  и  $B_{ср\nu}$  – угловая частота и среднее значение индукции рассеяния от  $\nu$ -й гармонической соответственно.

Не трудно 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  $1/\sqrt{\nu}$ .

Общее физическое представление о магнитном поле и контактных явлениях [9], происходящих в концевой части гидрогенератора-двигателя, свидетельствует о наличии в отдельных контурах циркуляционных токов значительной величины. Такими контурами могут быть нажимные плиты, торцевые щиты, уплотнения, направ-

ляющие аппараты 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

$$j_{цст} = \gamma (E_{ст} - E_n) = j_{ст} - j_{вст} = 0,17 \text{ А/м}^2, \quad (12)$$

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

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

Если рассматривать совместное действие вихревого и циркуляционного тока (8), то циркуляционный ток составит 74 % от общего объёма 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 или 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 А/мм<sup>2</sup>. 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.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Кенсицкий О.Г., Ключников А.А., Федоренко Г.М. Безопасность, надежность и эффективность эксплуатации электротехнического и электроэнергетического оборудования блоков АЭС. – Чернобыль (Киев. обл.): 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. – Ленинград: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1983. – 216 с.
3. Говорков В.А. Электрические и магнитные поля. –

Москва: Энергия, 1985. – 448 с.

4. Езовит Г.П. Справочник электроэнергетика. – Киев: Наукова думка, 1974. – 272 с.

5. *Енергетична стратегія* України на період до 2030 року // Відомості Міністерства палива та енергетики України. Спеціальний випуск. – Київ: Міністерство палива та енергетики, 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, В.П. Логвинов, Н.Л. Битюцкий и др. // Технический отчет. – Электрон. дан. – 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. – Москва: Госэнергоиздат, 1948. – 343 с.

8. Титов В.В., Хуторецкий Г.М., Загородная Г.А., Вартастьян Г.П. и др. Турбогенераторы. Расчет и конструкция. – Ленинград: Энергия, 1967. – 896 с.

9. Das J.C. Power system analysis: short-circuit load flow and harmonics. – New York: Taylor & Francis, 2002. – 868 p.

© Кенсицкий О.Г., Сорокина Н.Л., Дубик Г.А., 2019

