

РОЗДІЛ «ЕЛЕКТРОМЕХАНІКА. ЕЛЕКТРОТЕХНІКА»

УДК 62-83

DOI 10.31319/2519-2884.32.2018.167

ДЕРЕЦ А.Л., к.т.н., доцент
САДОВОЙ А.В., д.т.н., професор
СОХИНА Ю.В., к.т.н., доцент

Днепропетровский государственный технический университет, г. Каменское

СРАВНИТЕЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЛЕЙНЫХ СИСТЕМ ТРЕТЬЕГО ПОРЯДКА С ОПТИМАЛЬНЫМИ И МОДАЛЬНЫМИ РЕГУЛЯТОРАМИ, СИНТЕЗИРОВАННЫМИ МЕТОДОМ N-i ПЕРЕКЛЮЧЕНИЙ

Введение. Типичным динамическим объектом, которому необходима минимизация времени регулирования, является позиционный электропривод [1]. Одним из эффективных приёмов построения систем оптимального управления такими приводами является применение релейных систем подчинённого регулирования, синтезированных методом N-i переключений [2-4]. Простота технической реализации каскада релейных регуляторов в сочетании с легкостью их настройки на режимы больших [2], средних [3] и малых [4] перемещений открывает возможности для построения адаптивных алгоритмов управления [5] на основе данного метода. Вместе с тем, метод N-i переключений позволяет обосновать такое распределение корней релейно-модальных систем, которое обеспечивает минимальное отклонение их переходных траекторий от оптимальных по быстродействию, рассчитанных при условиях ограничения промежуточных координат [6]. Синтезированные подобным образом регуляторы, формально утратив оптимальность по быстродействию, должны приобрести повышенную устойчивость к возмущающим воздействиям за счёт расширения областей существования скользких режимов.

Постановка задачи. Позиционный электропривод постоянного тока с жесткой кинематической цепью можно описать системой дифференциальных уравнений

$$\left. \begin{aligned} p\varphi &= \omega = k_r \cdot \omega_m \\ p\omega &= \varepsilon = \frac{k_r \cdot c}{J} \cdot (i - i_s) \\ p\varepsilon &= a = \frac{k_r \cdot c}{J} \cdot \frac{u - R \cdot i - c \cdot \omega_m}{L} \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

где $p = \frac{d}{dt}$ – символ дифференцирования по времени, $\varphi, \omega, \varepsilon, a$ – соответственно угловые положение, скорость, ускорение и рывок исполнительного вала, u – напряжение преобразователя; i – ток якоря, i_s – статический ток, ω_m – угловая скорость вала машины, k_r – коэффициент редуктора, R, L, J – сопротивление, индуктивность и момент инерции машины, $c = k\Phi$, k – конструктивный коэффициент, Φ – номинальный магнитный поток машины.

Метод N-i переключений основан на прогнозе оптимальной по быстродействию переходной траектории с учётом уровней ограничения канонических координат. Для унификации формы траектории и простоты её расчёта реальный объект управления (1)

заменяется нейтральным объектом, в котором игнорируется влияние внутренних обратных связей и возмущающих воздействий

$$\left. \begin{aligned} p\varphi &= \omega \\ p\omega &= \varepsilon \\ p\varepsilon &= a \end{aligned} \right\}. \quad (2)$$

Для управления динамическими объектами (1), (2) метод N-и переключений предполагает применение каскада релейных регуляторов

$$\left. \begin{aligned} u_{R1} = u_{R\varphi} = \omega^* &= \omega_{\max} \cdot \text{sign}(\varphi^* - \varphi - K_{\varphi\omega} \cdot \omega - K_{\varphi\varepsilon} \cdot \varepsilon) \\ u_{R2} = u_{R\omega} = \varepsilon^* &= \varepsilon_{\max} \cdot \text{sign}(\omega^* - \omega - K_{\omega\varepsilon} \cdot \varepsilon) \\ u_{R3} = u_{R\varepsilon} = a^* &= a_{\max} \cdot \text{sign}(\varepsilon^* - \varepsilon) \end{aligned} \right\}. \quad (3)$$

Для «идеализированного» нейтрального объекта управления (2) устанавливаются те же уровни ограничений канонических координат ω_{\max} , ε_{\max} , a_{\max} , что и для реального (1), однако сигнал $u_{R\varepsilon}$ прикладывается к объекту (1) с амплитудой U_{\max} .

Оптимизация по быстродействию регуляторов каскада (3) обеспечивается коэффициентами обратных связей [3, 6]

$$K_{\omega\varepsilon} = \frac{1}{2}T_a, \quad K_{\varphi\omega} = \frac{1}{2}(T_a + T_\varepsilon), \quad K_{\varphi\varepsilon} = \frac{1}{4}T_a T_\varepsilon + \frac{1}{12}T_a^2, \quad (4)$$

где постоянные времени замкнутой системы определяются как

$$T_a = \frac{\varepsilon_{\max}}{a_{\max}}, \quad T_\varepsilon = \frac{\omega_{\max}}{\varepsilon_{\max}}, \quad T_\omega = \frac{\varphi_{\max}}{\omega_{\max}}. \quad (5)$$

Синтез методом N-и переключений релейно-модальных регуляторов каскада (3) позволяет получить коэффициенты [6]

$$K_{\omega\varepsilon} = \frac{1}{2}\gamma T_a, \quad K_{\varphi\omega} = \frac{1}{2}\gamma(T_a + T_\varepsilon), \quad K_{\varphi\varepsilon} = \frac{1}{4}\gamma^2 T_a T_\varepsilon, \quad (6)$$

где постоянные времени корректируются повышающим коэффициентом

$$\gamma = \sqrt{\frac{T_a T_\varepsilon + \frac{1}{3}T_a^2}{T_a T_\varepsilon}}. \quad (7)$$

Задачей настоящей работы является анализ отличий переходных процессов релейных систем подчинённого регулирования третьего порядка с оптимальными по быстродействию (4) и модальными (6) настройками регуляторов (3) с целью оценки перспективы их применения в составе позиционного электропривода.

Результаты работы. Рассмотрим объект управления (1) со следующими параметрами и уровнями ограничений координат состояния:

$$R = 1 \text{ Ом}, c = 2 \text{ В} \cdot \text{с}, J = 0,1 \text{ кг} \cdot \text{м}^2, k_T = 1, \omega_{\text{НОМ}} = 100 \text{ с}^{-1}, U_{\max} = 250 \text{ В}. \quad (8)$$

Эти числовые данные являются в некоторой мере условными. Они получены на основе характеристик электропривода с двигателем мощностью 5 кВт путём округления параметров и величин. Кроме того, индуктивность якорной цепи увеличена до значения

$$L = 0,1 \text{ Гн.} \quad (9)$$

Такая коррекция выполнена для удобства анализа переходных процессов.

Для системы с параметрами (8), (9) предельные ограничения скорости, ускорения и рывка составят $\omega_{\max} = 100 \text{ с}^{-1}$, $\varepsilon_{\max} = 800 \text{ с}^{-2}$, $a_{\max} = 50000 \text{ с}^{-3}$. Выполним исследование переходных процессов системы в режиме малых перемещений при $\varphi^* = 0,8 \text{ рад}$, тогда уровни ограничений составят $\omega_{\max} = 15,87 \text{ с}^{-1}$, $\varepsilon_{\max} = 629,96 \text{ с}^{-2}$, $a_{\max} = 25000 \text{ с}^{-3}$. Рассчитанные по формулам (5), (4) оптимальные параметры регуляторов (3) приобретают значения $K_{\omega\varepsilon} = 0,0126 \text{ с}$, $K_{\varphi\varepsilon} = 0,0002117 \text{ с}^2$, $K_{\varphi\omega} = 0,0252 \text{ с}$, а при модальных настройках согласно выражениям (7), (6) они равны $K_{\omega\varepsilon} = 0,0145 \text{ с}$, $K_{\varphi\varepsilon} = 0,0002117 \text{ с}^2$, $K_{\varphi\omega} = 0,0291 \text{ с}$.

Рассмотрим вначале динамику синтезированных систем при управлении нейтральным объектом (2). На рис.1 представлены режимы отработки скачка задающего воздействия в момент $t = 0$ и ударного приложения возмущения по координате ε величиной $0,85\varepsilon_{\max}$ в момент $t = 0,2 \text{ с}$, что равносильно ударному приложению момента

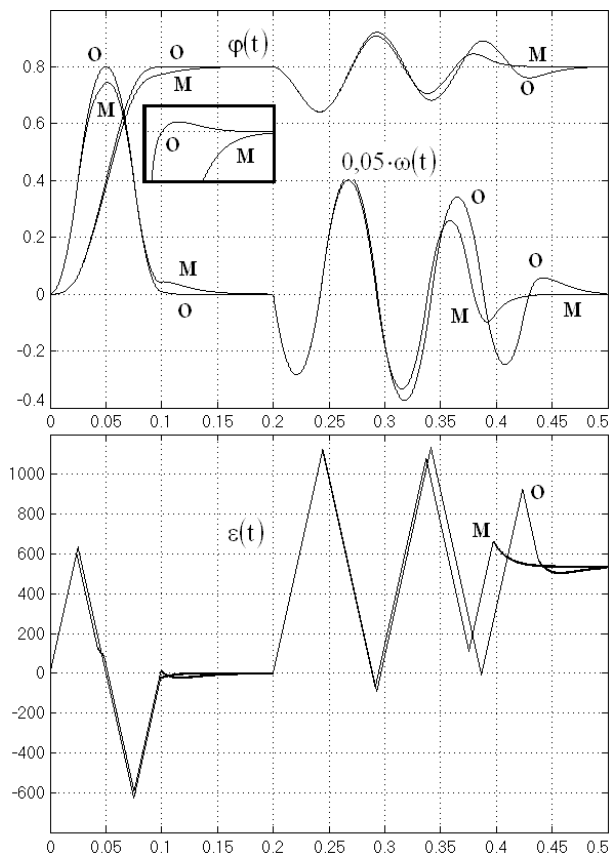


Рисунок 1 – Переходные процессы оптимальной и модальной систем управления нейтральным объектом

момента сопротивления к объекту (1). Временные диаграммы координат оптимальной и модальной систем обозначены символами соответственно «О» и «М» на тех участках, которые характеризуются наиболее заметными расхождениями кривых. Следует отметить полное совпадение или незначительное отличие отдельных участков графиков переходных процессов, особенно на начальных стадиях как отработки скачка задания, так и компенсации возмущения. Частичное подобие диаграмм является закономерным, поскольку заложено в использованных методиках синтеза обеих систем, основанных на методе N-i переключений.

Конечные стадии процессов отработки задания и компенсации возмущения, соответствующие интервалам существования скользяще-

го режима R_φ , демонструють принципіальне різниця характеру часових діаграм. При малих відхиленнях від стану рівноваги рух системи з оптимальними налаштуваннями є колибальним, що обумовлено комплексно-сопряженими корнями рівнянь скользяння R_φ при налаштуванні на режим «малого трикутника». В той же час система з модальними налаштуваннями гарантовано формує на завершальній стадії перехідного процесу аперіодическу траєкторію в відповідності з заданим розподілом корнів. Для зручності порівняння в рамці наведені фрагменти траєкторій $\varphi(t)$ при підході до φ^* з збереженням масштабу по часу і збільшеним в 40 раз масштабом по φ . При розгляді графіків $\varphi(t)$ в цілому перехідний процес модальної системи виглядає декілька затягнутим во времени, що обумовлено більш раннім виникненням скользящего режиму модального регулятора R_φ по порівнянню з оптимальним. Однак аналіз діаграм $\varphi(t)$ в режимі малих відхилень виявляє факт одночасного досягнення положення рівноваги оптимальної і модальної системами, оскільки більш раннє перше досягнення φ^* оптимальної системою нівелюється наступним перерегулюванням, к которому весьма критичны позиционные электроприводы.

Реакція на ударне возмущение при $t > 0,2$ с також свідчить про кращу збіжності траєкторій модальної системи, хоча в цілому обидва варіанти налаштувань демонструють

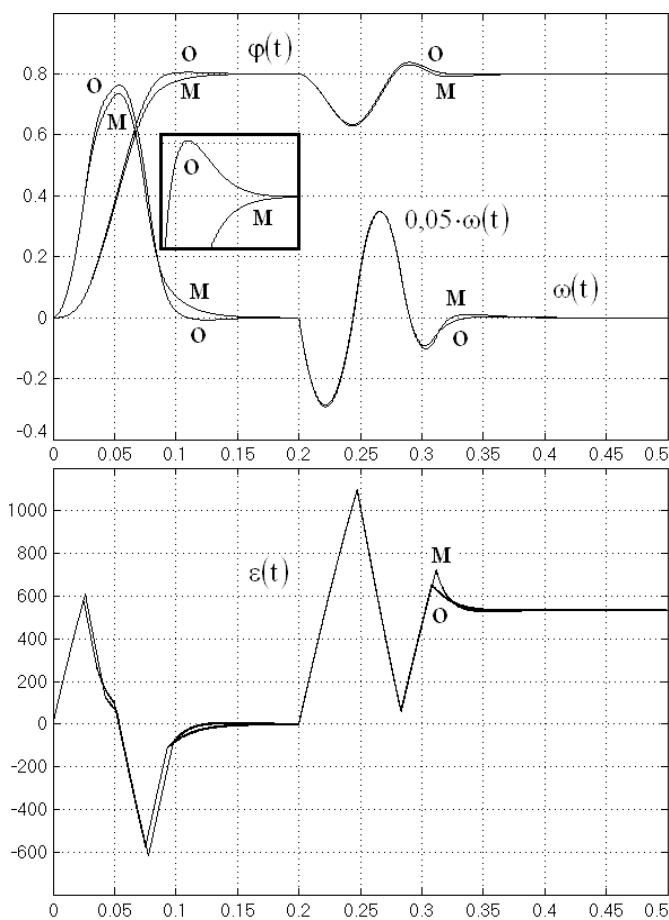


Рисунок 2 – Переходные процессы оптимальной и модальной систем управления позиционным электроприводом

чрезмерную длительность режима единичных переключений. Данное обстоятельство объясняется спецификой собственной динамики нейтрально устойчивого объекта, а также ориентацией метода N-i переключений на оптимизацию процессов обработки задающих воздействий.

На рис.2 представлены переходные процессы оптимальной и модальной систем с настройками регуляторов (3), идентичными приведенным выше, для случая управления позиционной электромеханической системой, описываемой уравнениями (1). Поскольку синтез каскада регуляторов (3) основывается на прогнозируемых траекториях объекта (2), временные диаграммы процесса позиционирования (при $t < 0,2$ с) отличаются от расчётных даже для системы, оптимизированной по быстродействию. Более того, рассмотрение движения систем при малых отклоне-

ниях от заданного положения (выделение $\varphi(t)$ рамкой с увеличением в 40 раз), выявляет возросшее перерегулирование именно в системе с оптимальными настройками, тогда как график $\varphi(t)$ модальной системы практически идентичен соответствующему фрагменту диаграммы на рис.1.

Вместе с тем, реакция обеих систем на ударное координатное возмущение, прикладываемое в момент времени $t = 0,2\text{с}$, лишена недопустимой колебательности, наблюдаемой на рис.1, благодаря собственной сходимости объекта управления (1). На фоне данного эффекта практически не проявляется лучшая сходимость траекторий модальной системы, поэтому диаграммы процесса компенсации возмущения оптимальной и модальной системами не имеют существенных отличий.

Выводы. Сравнительное исследование релейных систем третьего порядка, синтезированных методом N-i переключений, выявляет ряд преимуществ модальных регуляторов перед оптимальными. В частности, модальные настройки регулятора положения обеспечивают апериодический характер завершающих этапов позиционирования без увеличения суммарной длительности процесса. Данный эффект в меньшей мере присущ системам с нейтральным объектом и не может быть выявлен без анализа динамики систем в режиме малых отклонений. Кроме того, системы с модальными настройками демонстрируют меньшую колебательность в режимах компенсации возмущений, что в большей мере проявляется при управлении нейтральными объектами, не обладающими собственной сходимостью. Результаты исследования свидетельствуют о целесообразности внедрения процедур вычисления модальных настроек в адаптивные алгоритмы синтеза каскадно-подчинённых релейных систем [5] и указывают на актуальность дальнейшего изучения возможностей коррекции динамических характеристик таких систем путём замещения оптимальных настроек близкими им модальными.

ЛИТЕРАТУРА

1. Релейные системы оптимального управления электроприводами / Садовой А.В., Сухинин Б.В., Сохина Ю.В., Дерез А.Л. – Днепропетровск: ДГТУ, 2011. – 337с.
2. Садовой А.В. Параметрический синтез позиционных релейных систем подчиненного регулирования методом N-i переключений / Садовой А.В., Дерез А.Л. // Вестник НТУ «ХПИ»: «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика». – Харьков. – 2005. – №45. – С.71-73.
3. Садовой А.В. Оптимизация по быстродействию режимов средних перемещений позиционных релейных СУЭП методом N-i переключений / Садовой А.В., Дерез А.Л. // Сборник научных трудов ДГТУ: «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика». – Днепропетровск. – 2007. – С.420-422.
4. Садовой А.В. Оптимизация по быстродействию методом N-i переключений режимов малых перемещений позиционного электропривода / Садовой А.В., Дерез А.Л. // Вестник КГПУ. – Кременчуг. – 2007. – № 3/2007(44). – С.15-17.
5. Дерез А.Л. Адаптация системы оптимального по быстродействию управления позиционным электроприводом к изменению формы переходной траектории / Дерез А.Л., Садовой А.В. // Электротехнические и компьютерные системы. – К.: Техника. – 2014. – №15(91). – С.72-74.
6. Дерез А.Л. Параметрический синтез позиционных релейных систем подчиненного регулирования методом N-i переключений / Дерез А.Л., Садовой А.В. // Вестник НТУ «ХПИ»: «Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика». – Харьков. – 2017. – №27. – С.75-79.

Поступила в редколлегию 10.04.2018.

Дніпровський державний технічний університет, м. Кам'янське

ВПЛИВ ФІЛЬТРІВ ВИЩИХ ГАРМОНІК НА РІВЕНЬ НАПРУГИ ТА ЕНЕРГЕТИЧНІ ПАРАМЕТРИ ВУЗЛА ЕЛЕКТРОПОСТАЧАННЯ

Вступ. Системи електропостачання великих промислових підприємств характеризуються наявністю споживачів з нелінійним і несиметричним навантаженням. Найбільша частка таких споживачів – це вентиляльні перетворювачі різних типів, тобто навантаження з нелінійними вольт-амперними характеристиками, що обумовлює споживання з мережі несинусоїдального струму, спотворення кривої напруги та генерування вищих гармонік (ВГ).

Другою особливістю вентиляльних перетворювачів є застосування системи фазового керування для регулювання напруги, що погіршує коефіцієнт потужності мережі. За даними [1] зміна напруги на 1% призводить до зміни споживання реактивної потужності на 1-1,5%, тому усі показники якості електроенергії за напругою залежать від споживання електроприймачами реактивної потужності. Чим більший діапазон регулювання напруги, тим більший кут керування вентилями, отже і більше споживання реактивної потужності при одночасній генерації вищих гармонік. Тому питання якості електроенергії та електромагнітної сумісності вентиляльного електропривода необхідно розглядати у безпосередньому зв'язку компенсації реактивної потужності та обмеження рівня вищих гармонік.

Постановка задачі. Визначивши зв'язок процесу регулювання напруги фазовим методом зі споживанням реактивної потужності та погіршенням коефіцієнта потужності, приходимо висновку, що найбільш простим варіантом вирішення цієї проблеми для вузла електропостачання підстанції КРЗ-5 металургійного комбінату є застосування батарей конденсаторів (БК). Однак робота БК у мережах з несинусоїдальною напругою можлива тільки у разі їх послідовного вмикання із захисними реакторами, тому експлуатація систем електропостачання промислових підприємств з вентиляльними перетворювачами у даний час базується на застосуванні батарей конденсаторів як елементів силових фільтрів з резонансною настройкою.

Таким чином, метою дослідження є визначення складу фільтрокомпенсуючого пристрою (ФКП) у залежності від рівня напруги на шинах 10 кВ підстанції за умови необхідного обмеження рівня ВГ.

Результати роботи. Аналіз добових витрат електроенергії у вузлі підстанції КРЗ-5 протягом двох місяців дозволив визначити середні активні і реактивні навантаження, розрахувати рівні напруги на шинах 10 кВ для різної комбінації вмикання силових фільтрів, а також величину коефіцієнта потужності. У роботі розглянуто режим максимального навантаження головного трансформатора; визначено, що вмикання силових фільтрів вищих гармонік з генерацією реактивної потужності в обсязі 13,72 МВАр дозволило розвантажити понижуючий трансформатор на 23,9% за повною потужністю, що забезпечило нормальну роботу прокатних станів у всіх технологічних режимах.

Загальна характеристика вузла електропостачання. У якості розрахункової розглядається підстанція глибокого вводу КРЗ-5, яка в основному живить групу прокат-них цехів (ПС-3, МС-4 та МС-5) напругою 10 кВ від понижуючих трансформаторів (Т-3 та Т-4) потужністю 31,5 МВА напругою 150/10 кВ кожний. Навантаження цехів складають вентиляльні перетворювальні агрегати, потужність і схему з'єднань яких наведено у табл.1.

Таблиця 1 – Навантаження понижуючих трансформаторів Т-3 та Т-4 за варіантами живлення цехових підстанцій

Потужність агрегата Цехова ПС	Схеми з'єднання і потужності перетворювальних агрегатів	
	$\Delta/Y-Y$	$Y/Y-Y$
<u>МС-4 + ПС-3</u> (тр-р Т-3)	A1. 11×1000	A2. 7×1000
	A3. 3×1600	A4. 4×1600
	A5. 4×1600	A6. 2×1600
<u>МС-5 + ПС-3</u> (тр-р Т-4)	A1. 12×1000	A2. 12×1000
	A3. 2×1000	A4. 4×1600
	A5. 6×630	A6. 2×630

Примітка: підстанція ПС-3 у різних режимах роботи може живитися від трансформатора Т-3 або трансформатора Т-4.

Підстанція глибокого вводу КРЗ-5 має дві системи шин, на кожну з яких ввімкнені силові резонансні фільтри 3-5-7-11 гармонік, паралельна робота фільтрів не передбачається.

Основний зміст роботи. У дослідженні [2] наведено аналіз роботи фільтрокомпенсуючого пристрою вузла електропостачання КРЗ-5, основна увага була приділена проблемі подавлення вищих гармонік у залежності від режиму роботи станів та комбінації вмикання фільтрів різних гармонік. Однак, поза увагою залишились важливі для експлуатації питання про коливання рівня напруги у разі вмикання фільтрів різних гармонік та втрати потужності у мережі, що і планується розглянути далі.

1. Коливання напруги на шинах підстанції у різних комбінаціях вмикання силових фільтрів. Баланс реактивної потужності (РП) у системі визначає деякий рівень напруги у кожному вузлі навантаження, порушення балансу РП призводить до зміни рівня напруги в мережі. Якщо дефіцит активної потужності у системі можна поновити за рахунок суміжних енергосистем, то дефіцит реактивної потужності ефективніше поповнити за рахунок власних джерел, якими у даному випадку є фільтрокомпенсуючі пристрої. При цьому передавальні елементи мережі розвантажуються за РП, чим досягається зниження втрат активної потужності і напруги. При незмінній потужності навантаження струм у лінії зменшується – лінія розвантажуються за реактивною потужністю через те, що

$$\Delta P_{\text{Л}} = \frac{P_{\text{Н}}^2 + (Q_{\text{Н}} - Q_{\text{К}})^2}{U^2}; \quad \Delta U_{\text{Л}} = \frac{P_{\text{Н}} \cdot r_{\text{Л}} + (Q_{\text{Н}} - Q_{\text{К}}) \cdot X_{\text{Л}}}{U}. \quad (1)$$

На основі аналізу даних добового електроспоживання за два місяці у вузлі електропостачання (табл.2) встановлено, що навантаження змінюється незначно за винятком днів профілактики та ремонту. Наявні статичні дані дозволили визначити середньодобове значення споживаної активної та реактивної потужностей, у тому числі максимальні і мінімальні відхилення потужності для різних режимів живлення підстанцій МС-4, МС-5 і ПС-3. Результати обробки статистичних даних наведено у табл.3, де вказані і основні варіанти вмикання силових фільтрів.

Таблиця 2 – Добові витрати електроенергії ПС КРЗ-5

Актив-на	МС-4			МС-5			ПС-3			МС-4			МС-5			ПС-3		
	Реак-тивна	tg	Актив-на	Реак-тивна	tg	Актив-на	Реак-тивна	tg	Актив-на	Реак-тивна	tg	Актив-на	Реак-тивна	tg	Актив-на	Реак-тивна	tg	
212	160	0,75	132,8	180	1,36	170	168	0,988	139,2	168	1,21	132,2	168	1,27	176,6	192	1,09	
200	160	0,80	130	168	1,29	168	164	0,976	144,4	176	1,22	138,4	188	1,36	167,4	186	1,11	
204,8	204	0,99	118,4	160	1,35	168	160	0,952	130,8	160	1,22	137,6	180	1,31	163,2	180	1,10	
212,8	176	0,83	130,4	176	1,35	173,6	172	0,991	130	156	1,20	142,4	184	1,29	195	198	1,02	
204,4	168	0,82	139,6	180	1,29	170	164	0,965	128,4	156	1,22	142,8	184	1,29	197,4	204	1,03	
209,2	172	0,82	132	176	1,33	156	168	1,077	126,8	148	1,17	145,2	176	1,21	193,2	192	0,99	
213,2	172	0,81	139,6	176	1,26	156	148	0,949	132	160	1,21	155,6	192	1,23	184,2	192	1,04	
217,2	176	0,81	135,2	176	1,30	148,8	152	1,022	139,6	164	1,17	149,2	188	1,26	190,2	198	1,04	
209,6	168	0,80	134	176	1,31	124,4	136	1,093	125,6	152	1,21	152,8	188	1,23	192,1	198	1,03	
218,4	176	0,81	126	128	1,02	138	152	1,101	124,8	152	1,218	149,6	192	1,28	183	186	1,02	
230,4	184	0,80	132	172	1,30	126,8	144	1,136	134	160	1,19	141,6	184	1,30	188,4	198	1,05	
211,6	170	0,80	126	156	1,24	126	136	1,079	134	160	1,19	146,4	180	1,23	178,8	180	1,67	
220,8	180	0,82	136	168	1,24	143,6	160	1,114	140	160	1,14	72,8	180	1,04	183	186	1,02	
224	184	0,82	139,2	160	1,15	149,4	164	1,098	138,4	160	1,16	171,6	180	1,05	181	192	1,06	
220	188	0,85	131,2	160	1,22	146,4	164	1,120	134,4	160	1,19	150,8	164	1,089	193,8	204	1,05	
223,2	188	0,84	131,2	164	1,25	134	148	1,104	134,4	156	1,16	138,8	160	1,15	187,8	174	0,93	
216,9	184	0,85	134	160	1,19	148	160	1,081	134,4	168	1,25	135,2	156	1,15	188,4	150	0,08	
228,4	196	0,86	135,5	164	1,21	124,8	140	1,122	141,2	176	1,25	129,6	148	1,42	189,6	162	0,85	
228,8	192	0,84	127,2	156	1,23	129,2	144	1,115	136,8	172	1,26	156,4	172	1,10	201	162	0,81	
225,6	196	0,87	134,8	160	1,19	140	156	1,114	141,2	176	1,25	150,4	168	1,12	221,4	174	0,79	
213,6	188	0,88	126,4	152	1,20	154,8	172	1,111	136	176	1,29	147,2	160	1,09	215,4	168	0,78	
229,6	200	0,87	131,2	164	1,25	155,6	188	1,208	131,2	164	1,25	134,4	144	1,07	204,4	156	0,76	
216,4	188	0,87	122,8	152	1,24	145,6	176	1,209	135,6	168	1,24	143,6	148	1,03	207,6	162	0,78	
214,4	192	0,90	128	156	1,22	159,6	172	1,078	144,8	176	1,22	144,4	144	0,99	215,4	168	0,78	
Середнє значення																		
216,9	181,8	0,84	131,2	163,5	1,25	148,1	159,0	1,080	135,9	164,8	1,21	147,5	169,9	1,16	190,6	182,3	0,72	

Добові значення реактивного навантаження кожного споживача визначають необхідну величину потужності, яка генерується фільтрами. Тому для кожного варіанта навантаження можна встановити необхідну комбінацію вмикання фільтрів, що і відображено у табл.3.

Таблиця 3 – Середнє навантаження прокатних станів і варіанти вмикання силових фільтрів

Варіанти навантаження	ΣP_n , МВт	ΣQ_n , МВАр	ΔU_n , кВ		Варіанти вмикання СФР
			Т-3	Т-4	
МС-4	$5,60^{+0,7}_{-0,4}$	$6,75^{+0,75}_{-1,50}$	0,30	0,29	Ф-5; Ф-5+Ф-7
МС-5	$6,25^{+1,0}_{-1,0}$	$7,00^{+0,9}_{-0,8}$	0,32	0,30	Ф-5; Ф-5+Ф-7
ПС-3	$9,00^{+0,55}_{-1,0}$	$7,80^{+0,7}_{-1,0}$	0,34	0,33	Ф-5; Ф-5+Ф-7
МС-4+ ПС-3	14,60	14,35	0,63	0,60	Ф-5+Ф-7; Ф-5+Ф-11; Ф-5+ Ф-7+Ф-11
МС-5+ ПС-3	15,25	14,80	0,64	0,61	Ф-5+Ф-7; Ф-5+Ф-11; Ф-5+Ф-7+Ф-11
МС-4+ МС-5	11,85	13,75	0,59	0,57	Ф-5+Ф-7; Ф-5+Ф-11; Ф-5+Ф-7+Ф-11
МС-4+ МС-5+ПС-3	20,85	21,55	0,90	0,87	Ф-5+Ф-11; Ф-5+Ф-7+Ф-11

Вмикання того чи іншого навантаження призводить до зниження напруги на шинах 10 кВ підстанції, результати цих розрахунків також представлено в табл.3 з урахуванням трансформатора живлення Т-3 чи Т-4.

Вище було відмічено, що вмикання силових фільтрів підвищує напругу у вузлі навантаження, оскільки знижуються втрати напруги в реактивних елементах трансформаторів і лінії живлення. Підвищення напруги визначається виразом

$$\Delta U = \frac{\Delta Q_\Phi \cdot X'_\Sigma}{U}, \quad (2)$$

де ΔQ_Φ – зміна реактивної потужності, яка відповідає вмиканню силового фільтра; X'_Σ – сумарний приведений реактивний опір ділянки від ліній енергосистеми до шин 10 кВ; U – лінійна напруга на шинах 10 кВ після вмикання силових резонансних фільтрів (СФР).

Перетворимо вираз (2), представивши U у вигляді суми $U = U_0 + \Delta U$, де U_0 – величина напруги до вмикання фільтрів. Тоді рівняння (2) запишемо як

$$\Delta U = \frac{\Delta Q_\Phi \cdot X'_\Sigma}{U_0 + \Delta U}. \quad (3)$$

Розв'язання цього рівняння має вигляд [3]

$$\Delta U = \sqrt{\left(\frac{U_0}{2}\right)^2 + \Delta Q_\Phi \cdot X'_\Sigma} - \frac{U_0}{2}. \quad (4)$$

Враховуючи, що перемикачі пристрою регулювання напруги під навантаженням (РПН) трансформаторів Т-3 і Т-4 знаходяться у положенні II та I відповідно, тоді величини реактивних опорів дорівнюють:

$$X_{T-3} = 85,53 \text{ Ом}; \quad X_{T-4} = 86,96 \text{ Ом}.$$

Реактивний опір живильної енергосистеми для трансформатора Т-3 $X_{\Sigma} = 10,59$ Ом, для трансформатора Т-4 $X_{\Sigma} = 9,517$ Ом. Тоді сумарний реактивний опір для Т-3 $X_{\Sigma} = 96,12$ Ом; для Т-4 – $X_{\Sigma} = 96,47$ Ом.

Визначимо величину коефіцієнта трансформації з урахуванням положення РПН:

$$\text{трансформатора Т-3 } K_T = \frac{159}{11} = 14,45; \quad \text{трансформатора Т-4 } K_T = \frac{162}{11} = 14,73.$$

Приведений до шин 10 кВ сумарний реактивний опір дорівнює:

$$\begin{aligned} - \text{ для III с.ш. } X'_{\Sigma} &= \frac{96,12}{14,45^2} = 0,46 \text{ Ом}; \\ - \text{ для IV с.ш. } X'_{\Sigma} &= \frac{96,47}{14,73^2} = 0,44 \text{ Ом}. \end{aligned}$$

Прийнявши значення $U_0=10$ кВ, за виразом (4) розраховуємо збільшення напруги на шинах 10 кВ при вмиканні силових фільтрів для III і IV секцій шин. За даними експериментальних вимірювань визначено діапазон коливання струму в колі кожного фільтра, що дозволило розрахувати величину втрат потужності ΔP , взявши з [2] значення активного опору кола фільтрів. Результати розрахунків наведено у табл.4.

Таблиця 4 – Розрахункові значення збільшення напруги і зниження втрат потужності при вмиканні силових фільтрів

Варіанти вмикання СФР	ΔQ_{ϕ} , МВАр	ΔU_n , кВ		I_{ϕ} , А	ΔP_{ϕ} , кВт
		III с.ш.	IV с.ш.		
Ф-3	2,09	0,10	0,09	105-110	9,30-11,8
Ф-5	3,95	0,18	0,17	200-220	9,2-11,4
Ф-7	2,32	0,11	0,10	120-130	4,8-5,6
Ф-11	5,36	0,23	0,22	280-300	7,4-8,8
Ф-5+Ф-11	9,31	0,41	0,39	480-530	16,6-20,4
Ф-5+Ф-7+Ф-11	11,63	0,50	0,48	600-640	21,4-25,8
Ф-3+Ф-5+Ф-7+Ф-11	13,72	0,60	0,57	705-750	30,7-37,6

Наведені вище розрахунки виконані без врахування впливу рівня напруги на величину РП, що генерується фільтрами, але при невеликому діапазоні зміни U_0 похибка розрахунків мала.

2. Аналіз режиму максимального завантаження силового трансформатора.

Режим максимального завантаження відповідає живленню прокатних станів МС-4, МС-5 і ПС-3 від одного силового трансформатора. При відсутності ФКП сумарне навантаження станів близьке до номінальної потужності силового трансформатора, а в окремих режимах навіть перевищує її, тому у даному випадку представляє інтерес визначення ступеня розвантаження силового трансформатора при вмиканні силових фільтрів.

Для розрахунку сумарного максимального навантаження скористаємося даними табл.3, з якої визначимо найбільше значення середньодобових потужностей.

Активна: $\Sigma P_H = (5,6 + 0,7) + (6,25 + 1) + (9 + 0,55) = 23,1$ МВт.

Реактивна: $\Sigma Q_H = (6,75 + 0,75) + (7,0 + 0,9) + (7,8 + 0,7) = 23,9$ МВАр.

Повна: $\Sigma S_H = \sqrt{32,1^2 + 23,9^2} = 33,2$ МВА.

У якості прикладу виконаємо розрахунок для живлення усіх станів від трансформатора Т-3.

Якщо при живленні станів МС-4 і ПС-3 прийняти найбільш імовірну величину напруги на шинах $U_0=10$ кВ, то додаткове навантаження від МС-5 створює додаткове падіння напруги, що дорівнює $\Delta U_H=0,32$ кВ (табл.3). Тоді напруга на III с.ш. буде дорівнювати:

$$U_2 = U_0 - \Delta U_H = 10 - 0,32 = 9,68 \text{ кВ.}$$

Первинна напруга U_1 з урахуванням коефіцієнта трансформації Т-3, а також величини падіння напруги від сумарного навантаження на низькій стороні, що дорівнює $\Delta U_H=0,9$ кВ, складе

$$U_1 = (U_2 + \Delta U_H) = 10(9,68 + 0,9) = 14,45 = 152,8 \text{ кВ.}$$

Середньодобові струми трансформатора Т-3, виходячи з найбільшого значення повної потужності навантаження, дорівнюють

$$I_{1cp} = \frac{\Sigma S_H}{\sqrt{3} \cdot U_1} = \frac{33,2 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 152,8} = 125,6 \text{ А;}$$

$$I_{2cp} = \frac{\Sigma S_H}{\sqrt{3} \cdot U_2} = \frac{33,2 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 9,68} = 1982 \text{ А,}$$

що вище номінальних значень, які відповідно дорівнюють 116,2 А і 1680 А.

Однохвилинні значення навантажень (рис.1) різкозмінні, а максимальне значення струму відрізняється від середньодобового на 20...30%. Тоді максимальні однохвилинні значення струму трансформатора складуть

$$I_{1max} = 1,3 \cdot I_{1cp} = 1,3 \cdot 125,6 = 163 \text{ А;}$$

$$I_{2max} = 1,3 \cdot I_{2cp} = 1,3 \cdot 1982 = 2577 \text{ А,}$$

що вище струму уставки захисту від перенавантаження, яка дорівнює $I_{Iycr}=150$ А (захист з витримкою часу 9 с і дією на сигнал).

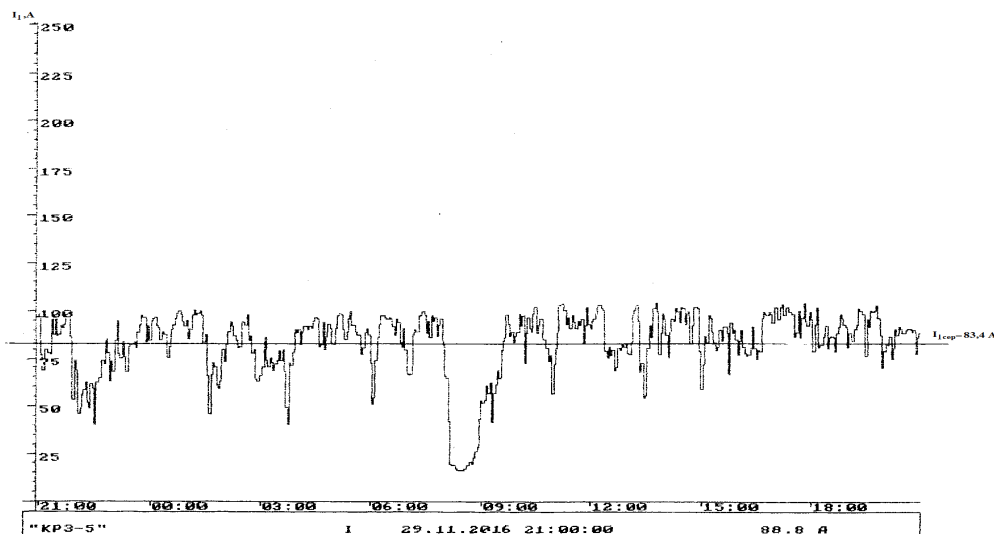


Рисунок 1 – Графік однохвилинних значень первинного струму трансформатора Т-3

При вмиканні фільтрів 3-ї, 5-ї, 7-ї, 11-ї гармонік розрахункова компенсуюча потужність дорівнює $\Delta Q_{\phi}=13,72$ МВАр. Тоді некомпенсована реактивна потужність

$$Q_{HK} = 23,90 - 13,72 = 10,18 \text{ МВАр.}$$

Повна потужність сумарного навантаження при працюючих фільтрах

$$\Sigma S_H^K = \sqrt{\Sigma P_H^2 + Q_{HK}^2} = \sqrt{23,1^2 + 10,18^2} = 25,2 \text{ МВА.}$$

Підвищення напруги на шинах 10 кВ, що відповідає потужності компенсації у 13,72 МВАр, складе $\Delta U_{\phi}=0,60$ кВ (табл.4), тоді напруга III с.ш. при працюючих фільтрах дорівнюватиме

$$U_H^K = U_2 + \Delta U_{\phi} = 9,68 + 0,60 = 10,28 \text{ кВ.}$$

Середні струми трансформатора у режимі компенсації

$$I_{1cp}^K = \frac{25,2 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 152,8} = 95,3 \text{ А;}$$

$$I_{2cp}^K = \frac{25,2 \cdot 10^3}{\sqrt{3} \cdot 10,28} = 1417 \text{ А.}$$

З урахуванням нерівномірності графіка навантаження

$$I_{1max}^K = 1,3 \cdot I_{1cp}^K = 1,3 \cdot 95,3 = 124 \text{ А;}$$

$$I_{2max}^K = 1,3 \cdot I_{2cp}^K = 1,3 \cdot 1417 = 1842 \text{ А,}$$

що нижче струму уставки захисту від перевантаження трансформатора.

Таким чином, ступінь розвантаження трансформатора за розрахунковими даними при вмиканні усіх фільтрів складе:

$$\frac{163 - 124}{163} \cdot 100\% = 23,9\%,$$

якщо фільтр 3-ї гармоніки буде знаходитись у резерві, то ступінь розвантаження зменшиться до 20,8%.

Для експериментальної перевірки розвантаження трансформатора проведено вимірювання, коли на III с.ш. вмикали фільтри Ф-5+Ф-11, а навантаження визначали стани МС-5+ПС-3 (табл.5).

Таблиця 5 – Контрольні вимірювання добових витрат електроенергії ПС КРЗ-5 при вмиканні силових фільтрів

Активна	Реактивна	Повна	tgφ	cosφ
205,8	42	210,04	0,2	0,98
206,4	36	209,52	0,17	0,99
198,6	30	200,85	0,15	0,99
193,8	42	198,3	0,22	0,98
середнє значення				
201,15	37,5	204,68	0,19	0,98
відхилення				
6,0473135	5,7446	5,9862	0,03	0,01

Дані електроспоживання показали, що середньочасове споживання реактивної енергії склало 1,56 тис. кВАр·год., при відсутності фільтрів вона знаходилась в межах 7,46 тис. кВАр·год.

Так як графік навантаження трансформаторів має різко змінний характер, то нагрів визначається середньоквадратичним значенням струму. Розрахунки показали, що середньоквадратичне значення струму на 5-6% більше середнього, тобто

$$I_{\text{ср.кв.}} = 1,06 \cdot I_{\text{ср}} = 1,06 \cdot 95,3 = 101 \text{ А} < I_{\text{ном}} = 116,2 \text{ А}.$$

Таким чином, понижуючі трансформатори мають значний резерв згідно з повною потужністю.

3. Пропозиції щодо покращення режиму напруги вузла електропостачання сортопрокатних цехів. Аналіз електроспоживання у вузлі ПС КРЗ-5 показав, що навіть при відносно стабільному навантаженні напруга на шинах 10 кВ коливається у значних межах (максимально – 11,3 кВ). Однак у деяких ситуаціях, коли рівень вищих гармонік перевищує допустиму величину, а напруга на шинах підстанції підвищена, необхідно вимкнути деякі фільтри (у даному разі це стосується фільтра 11-ї гармоніки з БК потужністю 6,3 МВАр). Вимкання Ф-11 призведе до зниження напруги, але одночасно зросте коефіцієнт несинусоїдальності за рахунок гармонік $n \geq 21$. Таке рішення не можна вважати раціональним. У даній ситуації доцільно мати компенсуючий елемент у системі електропостачання, щоб зменшення напруги здійснилося за рахунок зменшення генерації реактивної потужності, але без вимкання фільтрів. Таким елементом може бути тиристорний компенсатор реактивної потужності (ТКРП). Компенсатор [5] складається з напівпровідникового стабілізатора потужності (НСП), компенсуючих реакторів (РК) та фільтрів гармонік (ФГ). Однак у нашому варіанті можна обмежитись тільки НСП потужністю приблизно 5 МВАр, а фільтр Ф-3 доцільно демонтувати через його низьку ефективність [2]. Тиристорний компенсатор стабілізує споживану реактивну потужність та напругу на шинах 10 кВ підстанції, а фільтри 5-7-11 гармонік працюватимуть у нормальному режимі.

Висновки. Проведені експериментальні дослідження та аналітичні розрахунки визначили наступне: конденсатори фільтрів виконують дві функції: підвищують коефіцієнт потужності та обмежують рівень вищих гармонік. Вмикання силових фільтрів підвищує рівень напруги у точці приєднання та знижує втрати потужності. Аналіз режиму максимального навантаження показав, що у разі живлення від одного понижуючого трансформатора трьох прокатних станів можливо його перевантаження. Однак вмикання фільтрів 3-5-7-11-гармонік розвантажує трансформатор за повною потужністю на 23,9%. З метою стабілізації напруги на шинах 10 кВ доцільно замість неефективного фільтра 3-ї гармоніки встановити стабілізатор потужності тиристорного компенсатора.

ЛІТЕРАТУРА

1. Иванов В.С. Режимы потребления и качество электроэнергии систем электроснабжения промышленных предприятий / В.С.Иванов, В.И.Соколов. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 336с.
2. Визначення ефективності фільтрів вищих гармонік у мережах 10 кВ металургійного комбінату // Хмельницький Є.Д., Ключев О.В. – Збірник наукових праць ДДТУ (технічні науки). – Кам'янське. – 2017. – Вип. 1 (30). – С.104-111.
3. Статические источники реактивной мощности / В.А.Веников, Л.А.Жуков, И.И.Карташов, Ю.П.Рыжов. – М.: Энергия, 1975. – 136с.
4. Жежеленко И.В. Высшие гармоники в системах электроснабжения промышленных предприятий / Жежеленко И.В. – К.: Техніка, 1974. – 184с.
5. Тиристорные компенсаторы реактивной мощности серии ТКРМ. Тех.документация. ООО НПП «Преобразователь – комплекс». – Запорожье, 2009. – 18с.

Надійшла до редколегії 20.02.2018.

КАЧУРА А.В., к.т.н., доцент
РОЕНКО Е.С., ассистент
ПОЛЯКОВ Р.М., аспирант

Днепропетровский государственный технический университет, г. Каменское

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МАШИНЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПАРАМЕТРОВ И ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК НА ОСНОВЕ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Введение. Во многих случаях, когда требуется регулировать производительность различных механизмов, на смену электроприводам постоянного тока приходят асинхронные приводы с преобразователями частоты. Иногда данное обстоятельство обусловлено действительными преимуществами новых технических решений – снижение габаритов электрооборудования, повышение его надёжности и долговечности, стандартизация и унификация систем управления.

Однако имеются обширные области, где электроприводы постоянного тока достаточно распространены: металлургическое оборудование, наземный транспорт, системы точного позиционирования, приборостроение и т. д. В связи с этим актуальной является задача исследования электромагнитных параметров машин постоянного тока (МПТ) и улучшение их характеристик в динамических режимах работы.

Важными факторами, которые должны учитываться при проектировании МПТ, являются их надёжность, экономичность, соответствие современным стандартам и техническим требованиям. С учетом этого разработаны и применяются ряд методик [1-5], в которых используется аналитический аппарат, дополняемый эмпирическими соотношениями и графическими зависимостями, полученными экспериментальным путём. Как правило, данные методики ориентированы на общепромышленные серии машин, имеющих стандартные типоразмеры и конструкцию. Модификация конструкции и применение новых материалов нередко вызывают сложности при проектировании. В связи с этим важным инструментом анализа МПТ становятся численные методы, которые позволяют исследовать характеристики и параметры МПТ с учетом новых конструктивных решений в статических, квазистатических и динамических режимах работы. Для решения задач проектирования МПТ можно выделить метод конечных элементов (МКЭ) [6, 7].

Постановка задачи. Разработать цепно-полевую модель серийной машины постоянного тока с модифицированной системой возбуждения на основе метода конечных элементов. Получить электромагнитные параметры МПТ в динамических режимах, исследовать электромеханические характеристики в режиме холостого хода и набросе нагрузки.

Результаты работы. На основе МКЭ в работе исследованы электромагнитные параметры и электромеханические характеристики серийной МПТ МУН-2 (рис.1) производства „Островский завод электрических машин” (г. Остров, Россия). С учетом особенностей локальной эксплуатации двигателя система возбуждения серийной машины изменена с последовательной (рис.2, а) на независимую (рис.2, б) при отсутствии конструктивных изменений в цепи якоря. Схема обмотки якоря двигателя показана на рис.3, его конструктивные параметры – на рис.4, паспортные данные представлены в табл.1.

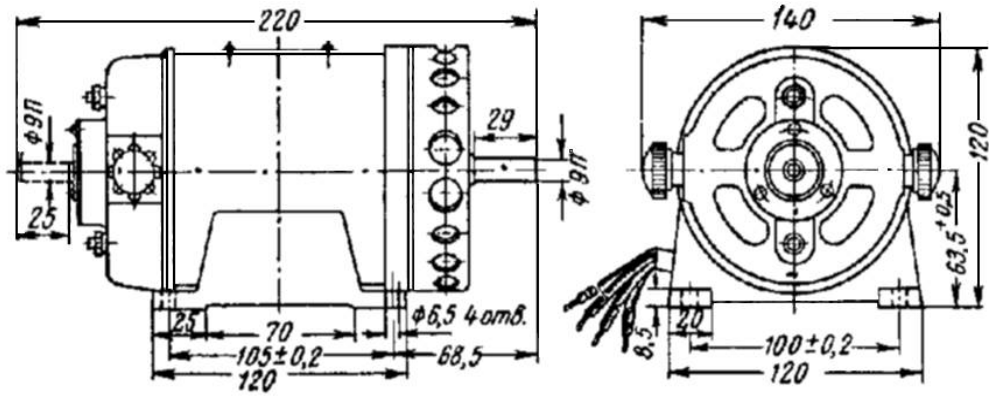


Рисунок 1 – Габаритні розміри серійної МПТ МУН-2

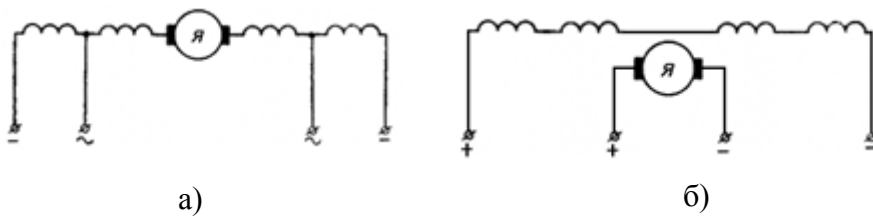


Рисунок 2 – Система возбуждения МПТ МУН-2

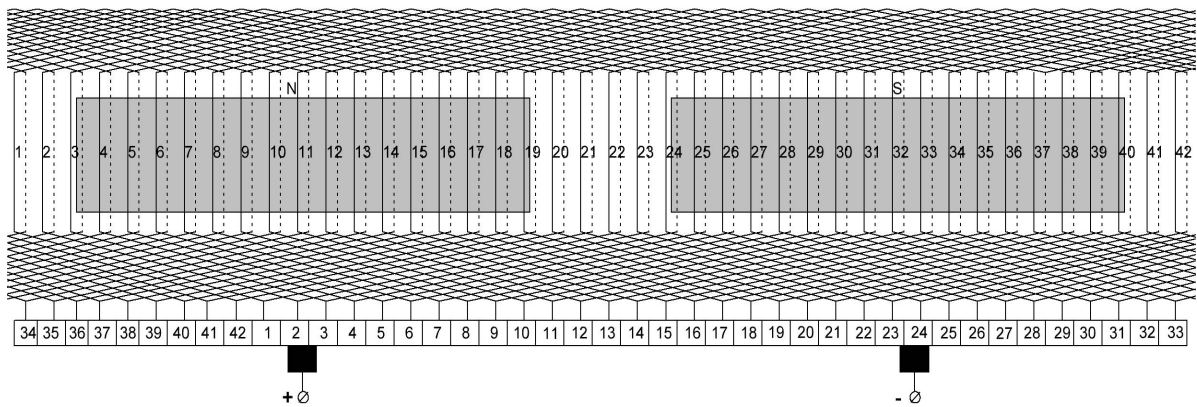


Рисунок 3 – Схема обмотки якоря двигателя

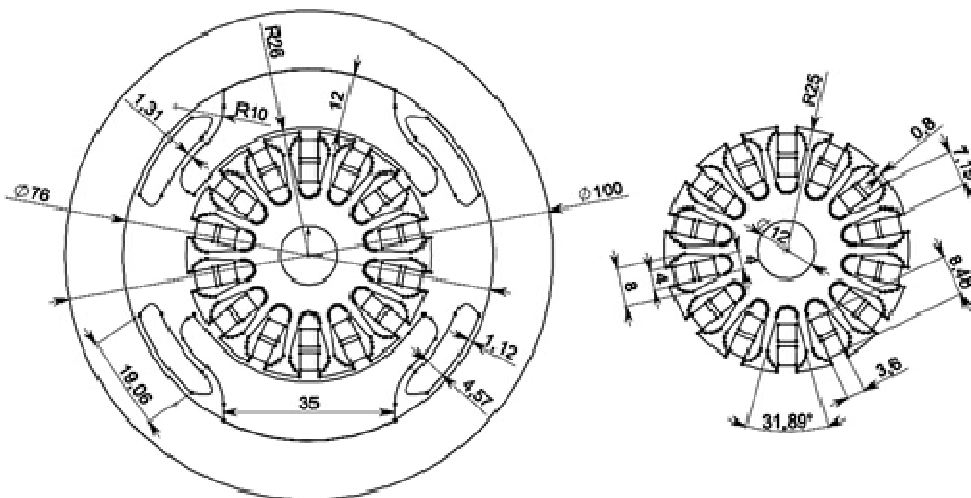


Рисунок 4 – Конструктивні параметри МПТ

Таблица 1 – Технические данные МПТ МУН-2 (паспортные)

Тип	Вид тока	Номинальная мощность, Вт	Номинальное напряжение, В	Номинальная частота вращения, об/мин	Номинальный момент, кг*см	Номинальный ток, А	Климатическое исполнение	Категория размещения	Режим работы	Масса, кг
МУН-2	постоянный	100	220	2200	4,3	0,9	УХЛ	4	S1	4

Для проведения поверочного проектирования используется модель МПТ, представленная в виде уравнений поля. Их решение выполним на основе МКЭ [10, 12], который позволяет корректно описать сложную геометрию двигателя с учетом нелинейных свойств материалов в стационарных и переходных режимах работы [6, 7]. При разработке модели приняты следующие допущения:

- 1) модель двигателя является плоской и рассматривается в прямоугольной системе координат;
- 2) плотность тока в обмотке распределяется равномерно по всему сечению;
- 3) упрощены конструктивные детали (технологические канавки, крепежные соединения и отверстия в них);
- 4) обмотка якоря и обмотка возбуждения питаются от источника постоянного напряжения бесконечной мощности.

Основываясь на математической модели, рассмотренной в [8, 9], система уравнений, описывающая МПТ, может быть представлена как:

$$\left\{ \begin{array}{l} -\nabla \times (\nu_{\epsilon} \nabla \times \vec{A}) = 0 - \text{воздушный зазор;} \\ -\nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}) = 0 - \text{станина;} \\ -\nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}) = 0 - \text{главные полюсы;} \\ -\nabla \times (\nu_{\epsilon} \nabla \times \vec{A}) = \frac{N_{\epsilon} i_{\epsilon}}{S_{\epsilon}} - \text{полюсная обмотка;} \\ -\nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}) = -\nu \left(\frac{\partial A}{\partial x} - \frac{\partial A}{\partial y} \right) - \text{сердечник якоря;} \\ -\nabla \times (\nu_{\epsilon} \nabla \times \vec{A}) = -\nu \left(\frac{\partial A}{\partial x} - \frac{\partial A}{\partial y} \right) + \frac{N_a i_a}{S_a} - \text{обмотка якоря;} \\ -\nabla \times (\nu \nabla \times \vec{A}) = -\sigma \frac{\partial A}{\partial t} - \nu \left(\frac{\partial A}{\partial x} - \frac{\partial A}{\partial y} \right) - \text{вал,} \end{array} \right. \quad (1)$$

где ∇ – оператор набла; ν – удельное магнитное сопротивление стали; ν_{ϵ} – удельное магнитное сопротивление; \vec{A} – векторный магнитный потенциал; i_{ϵ} – ток в обмотке возбуждения; i_a – ток в обмотке якоря; $N_{\epsilon}, S_{\epsilon}$ – число витков и площадь поперечного сечения обмотки возбуждения; N_a, S_a – число витков и площадь поперечного сечения обмотки якоря; σ – удельная электрическая проводимость материала; ν – линейная скорость вращения точки на поверхности якоря.

В прямоугольной двухмерной системе координат система (1) преобразуется к виду [8]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{\partial}{\partial x} \left(v_{\epsilon} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v_{\epsilon} \frac{\partial A}{\partial y} \right) = 0 - \text{воздушный зазор}; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(v \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v \frac{\partial A}{\partial y} \right) = 0 - \text{станина}; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(v \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v \frac{\partial A}{\partial y} \right) = 0 - \text{главные полюсы}; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(v_{\epsilon} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v_{\epsilon} \frac{\partial A}{\partial y} \right) = \frac{N_{\epsilon} i_{\epsilon}}{S_{\epsilon}} - \text{полюсная обмотка}; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(v \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -v \left(\frac{\partial A}{\partial x} - \frac{\partial A}{\partial y} \right) - \text{сердечник якоря}; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(v_{\epsilon} \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v_{\epsilon} \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -v \left(\frac{\partial A}{\partial x} - \frac{\partial A}{\partial y} \right) + \frac{N_a i_a}{S_a} - \text{якорь}; \\ \frac{\partial}{\partial x} \left(v \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -\sigma \frac{\partial A}{\partial t} - v \left(\frac{\partial A}{\partial x} - \frac{\partial A}{\partial y} \right) - \text{вал}. \end{array} \right. \quad (2)$$

Система (2) должна быть дополнена уравнениями равновесия напряжения для обмоток якоря и возбуждения:

$$U_a = R_a \cdot i_a + \frac{dL_a(\gamma, i_a) \cdot i_a}{dt}; \quad (3)$$

$$U_{\epsilon} = R_{\epsilon} \cdot i_{\epsilon} + \frac{dL_{\epsilon}(\gamma, i_{\epsilon}) \cdot i_{\epsilon}}{dt}, \quad (4)$$

где U_a, U_{ϵ} – питающие напряжения обмоток якоря и возбуждения; $R_a, R_{\epsilon}, L_a, L_{\epsilon}$ – омические сопротивления обмоток и их индуктивности; i_a, i_{ϵ} – токи якоря и обмотки возбуждения; γ – угол поворота якоря относительно обмотки полюсов.

На основе уравнения (3) реализована математическая модель электрической цепи, имитирующая работу щеточно-коллекторного узла совместно с обмоткой якоря (рис.5).

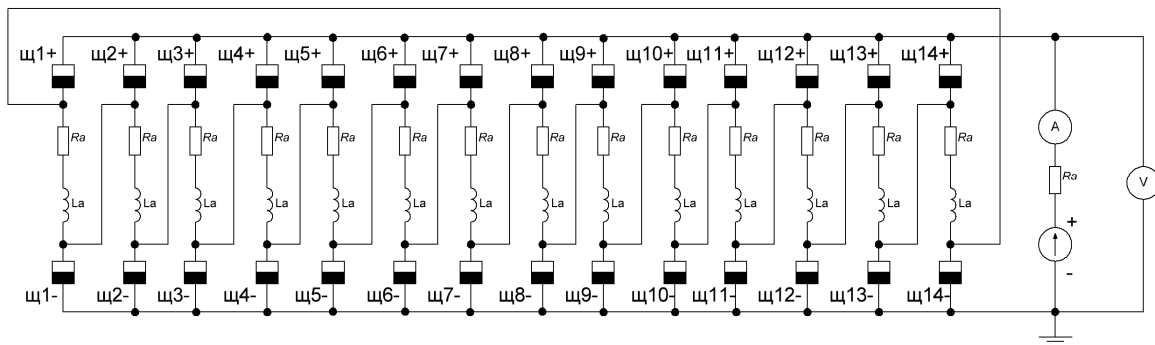


Рисунок 5 – Цепная диаграмма обмотки якоря

Для исследования электромеханических процессов математическая модель МПТ включает основное уравнение динамики вращательного движения

$$M - M_c = J \frac{d\omega}{dt}, \quad (5)$$

где M – величина электромагнитного момента; M_c – статический момент сопротивления на валу; J – момент инерции якоря; ω – угловая скорость вращения якоря.

Решение системы (2) сводится к краевой задаче на основе уравнений Пуассона и Лапласа относительно векторного магнитного потенциала \vec{A} [6]. Приведем краевую задачу к вариационной и применим МКЭ [6]. При этом система (2) трансформируется к

матричному виду

$$[S] \times \{A\} + [N] \times \frac{\partial \{A\}}{\partial t} = [C] \times \{i\}, \quad (6)$$

где $[S], [C], [N]$ определены в [8].

После расчета значения магнитной индукции в каждой точке поля области МПТ, электромагнитный момент, действующий на якорь, может быть вычислен через тензоры напряжений [9]:

$$\bar{M} = \oint_S [\bar{r} \bar{T}_n] dS = \bar{q}_x M_x + \bar{q}_y M_y + \bar{q}_z M_z, \quad (7)$$

где

$$M_x = \bar{q}_x \bar{M} = \oint_S (y T_{nz} - z T_{ny}) dS; \quad (8)$$

$$M_y = \bar{q}_y \bar{M} = \oint_S (z T_{nx} - x T_{nz}) dS; \quad (9)$$

$$M_z = \bar{q}_z \bar{M} = \oint_S (x T_{ny} - y T_{nx}) dS. \quad (10)$$

Здесь T_{nx}, T_{ny}, T_{nz} – компоненты тензора напряжений по осям системы координат.

Объединив полевую задачу (2) с цепной (3), (4), получим цепно-полевую модель машины постоянного тока. Дополним систему (2)-(4) уравнением движения (5).

На основе разработанной математической модели выполнен расчет режима пуска МПТ МУН-2 с независимым возбуждением без нагрузки с последующим нагружением до номинального момента. В результате расчета получены следующие характеристики: частоты вращения якоря (рис.6), электромагнитного момента двигателя (рис.7), тока в обмотке якоря (рис.8), тока в обмотке возбуждения (рис.9), потокосцепления секции обмотки якоря (рис.10), э.д.с. секции обмотки якоря (рис.11). На рис.12-15 представлены графики распределения магнитного потенциала и магнитной индукции в сечении МПТ для моментов времени 0,001с и 0,2с.

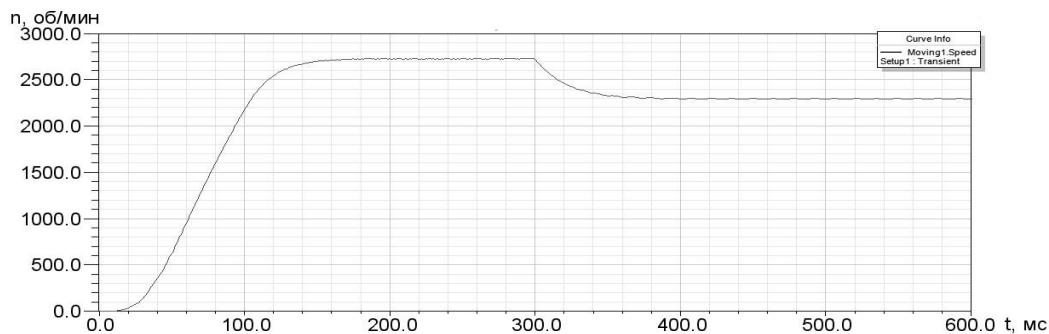


Рисунок 6 – Частота вращения МПТ

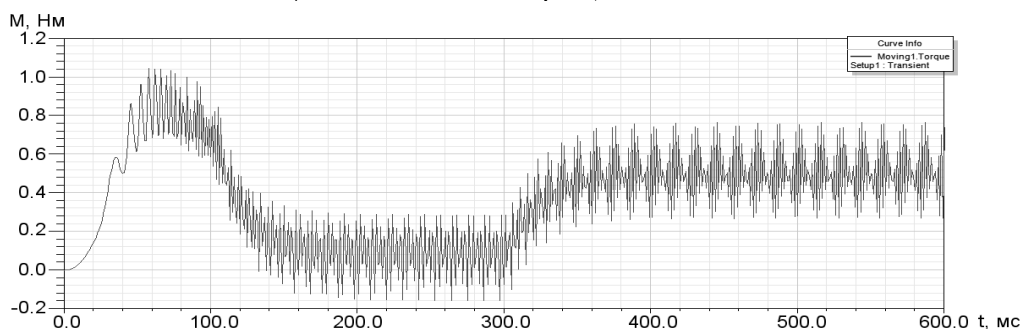


Рисунок 7 – Электромагнитный момент двигателя

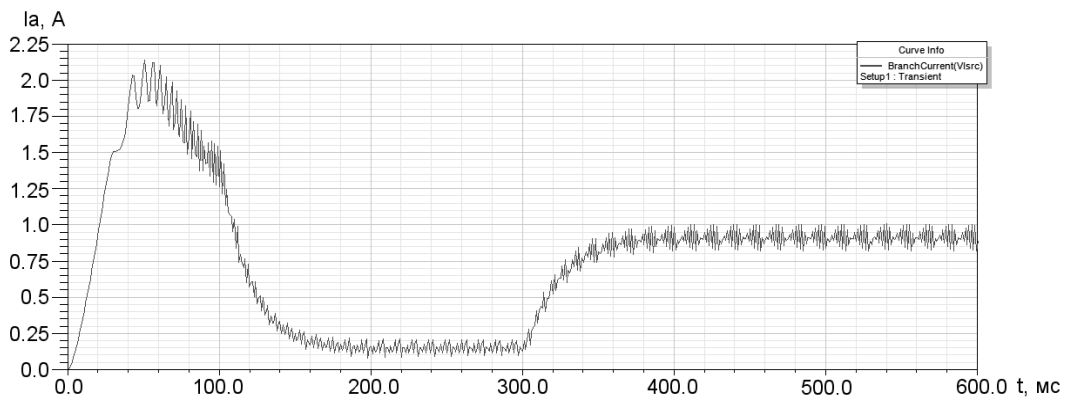


Рисунок 8 – Ток в обмотке якоря

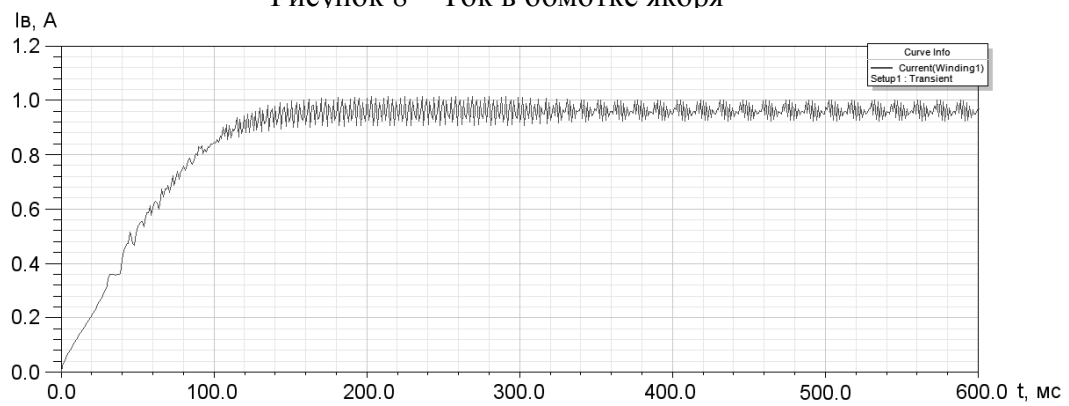


Рисунок 9 – Ток в обмотке возбуждения

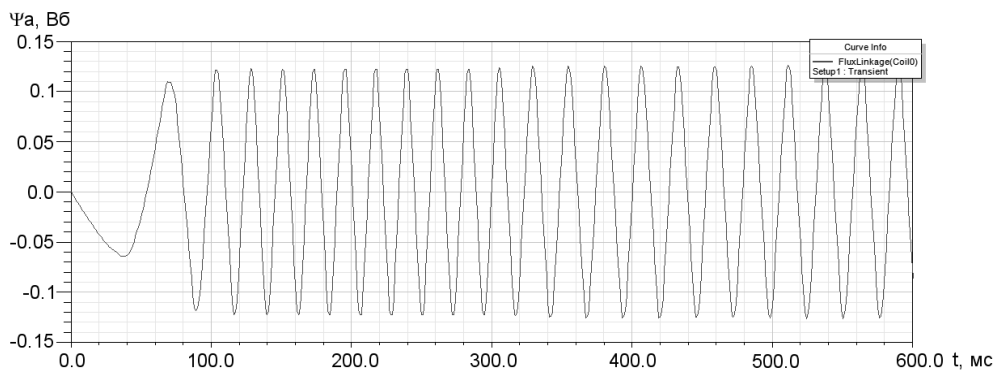


Рисунок 10 – Потокосцепление ветви обмотки якоря

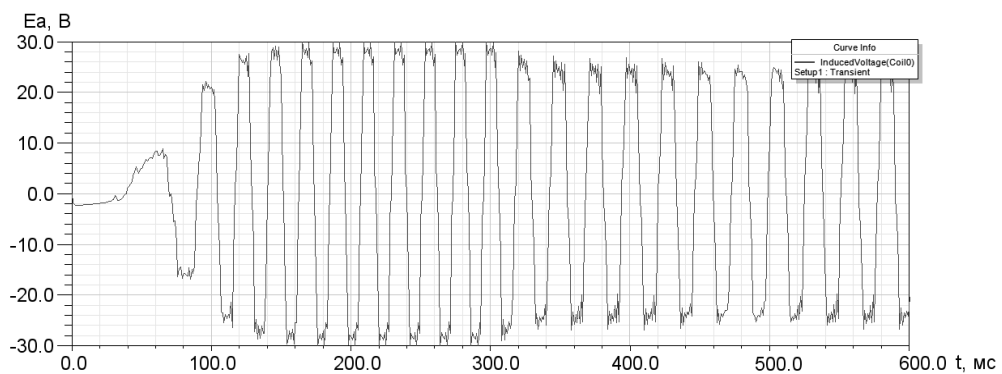


Рисунок 11 – Электродвижущая сила, наводимая в секции обмотки якоря

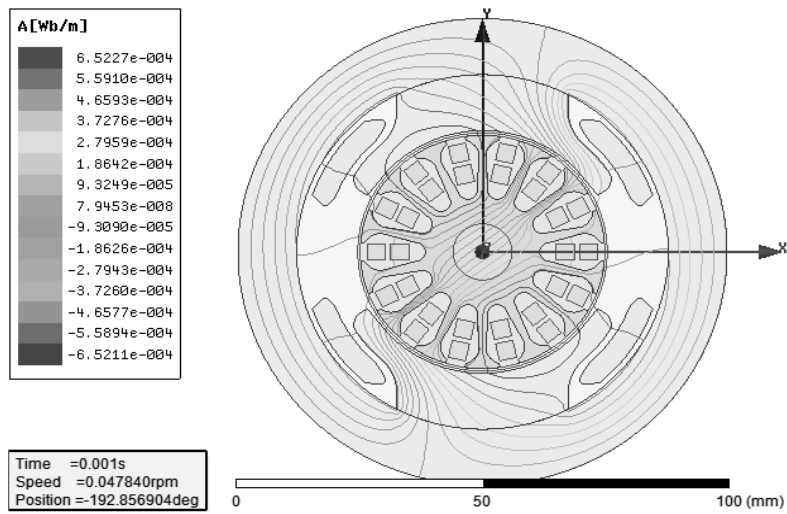


Рисунок 12 – Распределение векторного магнитного потенциала МПТ при $t = 0,001c$

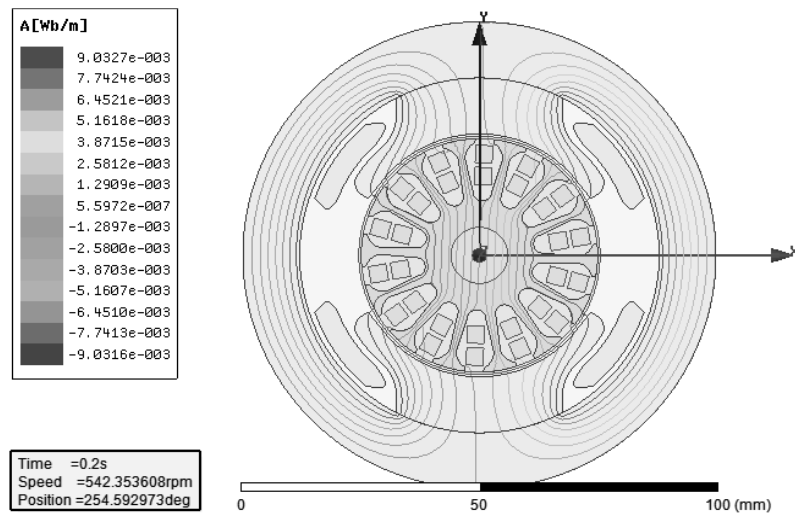


Рисунок 13 – Распределение векторного магнитного потенциала МПТ при $t = 0,2c$

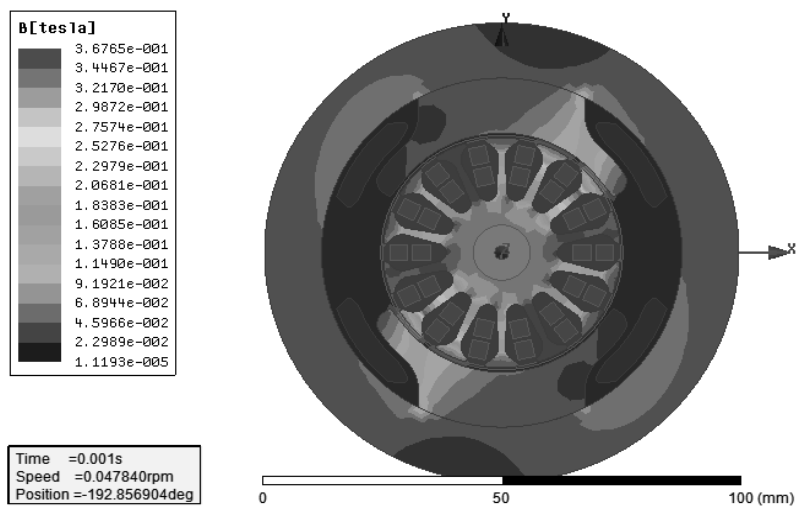


Рисунок 14 – Распределение магнитной индукции МПТ при $t = 0,001c$

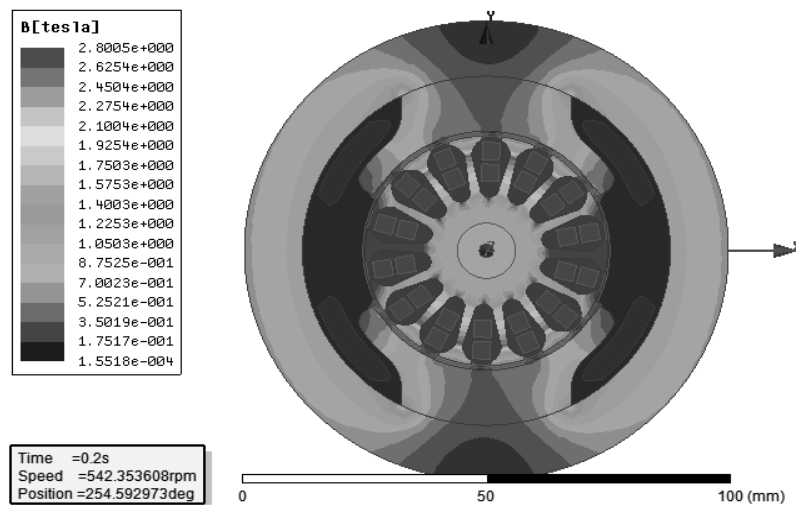


Рисунок 15 – Распределение магнитной индукции МПТ при $t = 0,2$ с

Выводы. На основе полученных результатов можно сделать следующие выводы: 1) выполнен поверочный расчет МПТ МУН-2 с модифицированной системой возбуждения на основе МКЭ, который позволяет исследовать характеристики и электромагнитные параметры МПТ с учетом новых конструктивных решений в динамических режимах работы; 2) полевая модель МПТ может быть объединена с цепной моделью источника питания на основе совместного решения уравнений поля и цепей, что позволяет исследовать характеристики двигателя в различных режимах при питании якорной обмотки сигналами любой формы; 3) установлено, что двигатель достигает максимальной скорости вращения через 300 мс с напряжением на якорной обмотке 160 В. При этом наблюдается бросок пускового тока якоря до 2,0 А с последующей стабилизацией на уровне 0,15 А, а пусковой момент достигает 0,8 Нм; 4) при набросе номинальной нагрузки МУН-2 выходит на номинальную частоту вращения, что сопровождается ростом тока в обмотке якоря до 0,9 А; 5) в процессе работы двигателя в обмотке якоря индуцируется электродвижущая сила, которая при достижении двигателем номинальной скорости вращения стабилизируется на уровне 24 В и имеет пиковый характер.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гольдберг О.Д. Проектирование электрических машин: учебник для втузов / О.Д.Гольдберг, Я.С.Гурин, И.С.Свириденко. – М.: Высшая школа, 1984. – 431с.
2. Проектирование электрических машин: учебник для вузов / И.П.Копылов, Б.К.Клоков, В.П.Морозкин, Б.Ф.Токарев; под ред. И.П.Копылова. – М.: Высшая школа, 2011. – 767с.
3. Кацман М.М. Расчет и конструирование электрических машин: учеб. пособ. для техникумов / М.М.Кацман. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 360с.
4. Гурин Я.С. Проектирование серий электрических машин / Я.С.Гурин, Б.И.Кузнецов. – М.: Энергия, 1978. – 480с.
5. Качура, О.В. Курсове проектування двигунів постійного струму з дисципліни "Електричні машини": навчальний посібник / О. В. Качура, О. М. С'янов. - Дніпродзержинськ: ДДТУ, 2011. - 255 с.
6. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике / О.Зенкевич. – М.: Мир, 1975. – 541с.

7. Качура А. В. Разработка математической модели вентильного реактивного двигателя на основе метода конечных элементов для систем точного позиционирования / А.В.Качура, А.М.Съянов // Збірник наукових праць Дніпродзержинського державного технічного університету (технічні науки). – Дніпродзержинськ: ДДТУ. – 2015. – Вип. 1. – С.87-93.
8. Иванов-Смоленский А.В. Электромагнитные силы и преобразование энергии в электрических машинах: учеб. пособ. для вузов по спец. „Электромеханіка” / А.В.Иванов-Смоленский. – М.: Высшая школа, 1989. – 312с.
9. Zienkiewicz O.C. Finite elements in the solution of field problems / O.C.Zienkiewicz, Y.K.Cheung // The Engineer. – 1965. – №24. – С.507-510.
10. Тиховод С.М. Метод ускоренного численного расчета переходных процессов в электрических цепях на основе аппроксимации решения алгебраическими полиномами / С.М.Тиховод, Т.М.Корнус, Д.Г.Паталах // Електротехніка та електроенергетика. – 2015. – №2. – С.48-54.
11. Silvester P. Finite element solution of homogeneous waveguide problems / P.Silvester // Alia Frequenza. – 1969. – №38. – С.313-317.

Поступила в редколлегию 24.04.2018.

УДК 621.35

DOI 10.31319/2519-2884.32.2018.170

ПРОЦЕНКО А.В., к.х.н., доцент
ТРИКИЛО А.И., к.т.н., доцент
МУСИЕНКО К.А., к.т.н., доцент
КОЛЫЧЕВ С.В., к.т.н., доцент
ТКАЛЕНКО Д.А.*, д.т.н., профес-

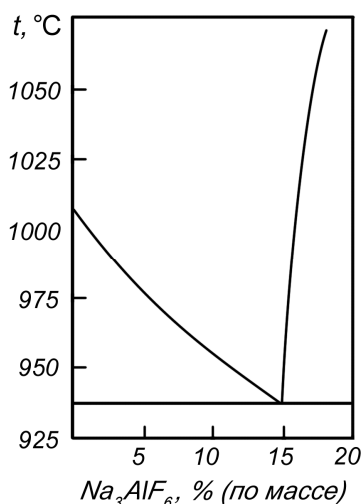
сор

Днепропетровский государственный технический университет, г. Каменское
*Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев

АЛЬТЕРНАТИВНАЯ ВЕРСИЯ О ПРИРОДЕ АНОДНОГО ЭФФЕКТА ПРИ ЭЛЕКТРОЛИЗЕ КРИОЛИТО-ГЛИНОЗЕМНЫХ РАСПЛАВОВ

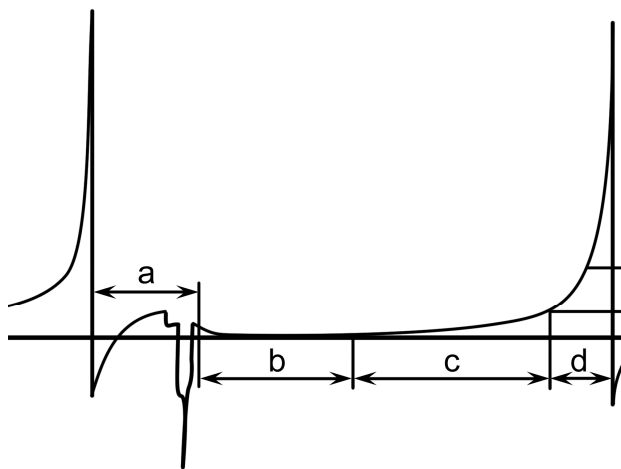
Введение. Анодный эффект как аномальное явление в электрохимии впервые был обнаружен при электролитическом выделении алюминия из криолито-глиноземного расплава [1]. Этот эффект играет важную роль в процессе промышленного получения алюминия, поэтому исследованию его природы и причин появления уделялось достаточно большое внимание.

В настоящее время практически весь алюминий получают электролизом криолито-глиноземного расплава при температуре 950°C в гальваностатическом режиме [1-3]. Электролит представляет собой высокотемпературный раствор Al_2O_3 в Na_3AlF_6 . Как сле-



80
Рисунок 1 – Фрагмент диаграммы плавкости системы криолит-глинозем

дует из диаграммы плавкости системы $Al_2O_3-Na_3AlF_6$, фрагмент которой дан на рис.1, температура плавления эвтектики в такой системе составляет около $930^{\circ}C$. В состав эвтектической смеси входит 15 мас. % Al_2O_3 (26,6 мол. % или 4 моль/л). В промышленном электролите всегда присутствует также 2...3% фтористого кальция, который несколько снижает температуру плавления и, соответственно, потери алюминия. В указанном расплаве при температуре $950^{\circ}C$ на катоде выделяется алюминий, а конечными продуктами анодного процесса являются моно- и диоксид углерода. Анодный процесс можно представлять как двухстадийный: 1) электрохимическое окисление присутствующих в расплаве ионов оксида O^{2-} и 2) химическое взаимодействие образующегося кислорода с материалом анода (графитом). Иногда анодный процесс представляют как прямое электрохимическое окисление графита с участием оксидных ионов. Плотность анодного тока в рабочем режиме $0,5...1,0 A/cm^2$, а напряжение на ванне – $4,0...5,0 V$ [4, 5]. Однако несколько раз в сутки электролизеры самопроизвольно выходят из нормального технологического режима. При одной и той же токовой нагрузке напряжение на электролизере поднимается до $100 V$ и выше, вблизи поверхности графитового электрода наблюдается искрение, резко повышается локальная температура электролита (образуется слой плазмы). Часто наблюдается обволакивание электрода «газовой рубашкой», которая препятствует прямому контакту анода с электролитом. Такое нарушение нормального режима электролиза и было названо «анодным эффектом». Установлено, что анодный эффект возникает при снижении концентрации глинозема в электролите до 1...2 мас. % и устраняется введением в электролит новых порций глинозема [5]. Характер изменения напряжения на ванне в интервале времени между двумя анодными эффектами показан на рис.2, заимствованном из [6].



- а – после введения глинозема;
- б – начальный, нормальный период работы;
- с – постепенное нарастание напряжения;
- д – период анодного эффекта [6]

Рисунок 2 – Изменение во времени напряжения на электролизе для получения алюминия

являются ионы оксида. В других работах утверждается, что поверхностное натяжение изменяется в результате формирования на поверхности анода слоя графитовой пыли. Только относительно недавно была сформулирована вторая версия, в соответствии с которой повышение рабочего напряжения и искрение обусловлены образованием на

О природе анодного эффекта имеются противоречивые мнения. Первая версия о причинах его происхождения была основана на представлениях об определяющем влиянии изменения поверхностного натяжения на границе расплава с графитовым электродом [1-4]. Предполагалось, что из-за изменения поверхностного натяжения снижается смачиваемость электрода расплавом, вокруг электрода формируется «газовая рубашка», что и приводит к резкому повышению рабочего напряжения и наблюдаемому искрению. Такая версия доминировала несколько десятилетий в нескольких вариантах. В одних работах отмечается, что поверхностное натяжение изменяется в результате снижения концентрации поверхностно-активных частиц, которыми

поверхности графитового электрода малопроводящего слоя из неких фторидных соединений типа C_xF_y , которые обладают к тому же низкой смачиваемостью [3]. Из-за ухудшения смачиваемости графитового анода расплавом вблизи анода формируется прослойка из пузырьков оксидов углерода. Вследствие этого растет омическое сопротивление на границе электролит/анод, что и влечет за собой снижение тока (в потенциостатическом режиме) или резкое повышение напряжения (в гальваностатическом режиме).

Постановка задачи. В данной работе обсуждается новая версия, касающаяся причин появления анодного эффекта. Эта версия основывается на учете изменения состава прианодного слоя электролита и формирования вследствие этого на поверхности электрода слоя закристаллизовавшегося криолито-глиноземного расплава.

Результаты работы. Из материального баланса алюминиевого электролизера следует, что основной процесс в электролизере сводится к электролитическому разложению Al_2O_3 на алюминий и на кислород [5]. Поэтому со временем общее содержание глинозема в расплаве снижается. Помимо этого, при прохождении постоянного тока особенно ощутимые концентрационные изменения происходят в непосредственной близости к поверхности электродов (точнее, в диффузионных слоях электролита). Таким образом, при электролизе может существенно снижаться концентрация глинозема именно у поверхности анода. В принципе, если концентрация Al_2O_3 будет снижаться до некоторого предела, из-за обеднения расплава по Al_2O_3 при данной рабочей температуре становятся возможными кристаллизация расплава в соответствии с диаграммой плавкости (рис.1) и, как следствие, резкое повышение напряжения на ванне в результате формирования малопроводящего слоя застывшего электролита. Для обоснования

такой гипотезы о происхождении анодного эффекта в данной работе проведены оценочные расчеты с учетом того, что плотность анодного тока при электролизе составляет $0,5 \dots 1,0 \text{ А/см}^2$, а анодный эффект начинает проявляться соответственно при снижении содержания глинозема в объеме электролита до $1,0 \dots 2,0 \text{ мас. \%}$ [5], а также с учетом динамики нарастания напряжения на электролизной ванне в период между двумя анодными эффектами (рис.2).

Для проведения расчетов примем, что при плотности анодного тока $1,0 \text{ А/см}^2$ анодный эффект наступает при снижении содержания глинозема до $2,0 \text{ мас. \%}$. Сначала рассмотрим, насколько сильно может повыситься рабочее напряжение на ванне в результате снижения электропроводности криолито-глиноземного расплава при изменении содержания Al_2O_3 от 15 до $2,0\%$.

Следует иметь в виду, что при подобном снижении содержания глинозема после перехода через линию ликвидуса исходный расплав превращается в суспензию, в которой в качестве твердой фазы выступают частицы криолита. Данных по исследованию электропроводности криолито-глиноземных суспензий такого рода в литературе не найдено. Однако к настоящему времени построено несколько моделей проводимости гетерогенных сред, получены аналитические выражения, связывающие эффективную проводимость среды с проводимостями включений, их концентрацией в суспензии и формой зерен. Эффективная проводимость расплава, в котором однородно распределены частицы криолита, может быть оценена, например, с использованием модели Максвелла [7], который вывел уравнение для расчета эффективной проводимости χ смеси, состоящей из сфер с проводимостью χ_G , окруженных сплошной средой с проводимостью χ_L :

$$\chi/\chi_L = 1 - 3\phi / [(2 + \chi_G/\chi_L) / (1 - \chi_G/\chi_L) + \phi], \quad (1)$$

где φ – объемная доля фазы сфер, которая определяется отношением

$$\varphi = V_G / (V_G + V_L), \quad (2)$$

в котором, в свою очередь, V_G и V_L – объем сфер и среды соответственно.

Поскольку проводимость твердых частиц криолита χ_G в нашем случае близка к нулю и, следовательно, $\chi_G / \chi_L = 0$, уравнение (1) можно упростить до:

$$\chi / \chi_L = 1 - 3 / (2 / \varphi + 1). \quad (3)$$

Из соотношения компонентов в эвтектической смеси (рис.1) следует, что при содержании глинозема 2,0 мас. % в жидкой фазе в составе эвтектики находится 11,4 мас. % криолита. Представим себе, что остальной криолит (около 90%) находится в виде мелкодисперсной твердой фазы, распределенной среди эвтектики. Такой электролит, с другой стороны, можно представить как совокупность твердых частиц криолита, смоченных эвтектикой. Учтем, что оставшаяся эвтектика в количестве (2,0 + 11,4) мас. % сохраняет свою исходную электропроводность, а твердые частицы криолита можно рассматривать как неэлектропроводные частицы. Тогда в соответствии с уравнением (3) электропроводность образующегося композитного электролита должна быть примерно в 10 раз ниже электропроводности исходного криолито-глиноземного расплава.

Как следует из баланса напряжения, в начале электролиза падение напряжения в криолито-глиноземном электролите составляет 1,2 В (37% от общего напряжения на ванне 4,5 В) [5]. Из-за снижения электропроводности расплава в десять раз падение напряжения в электролите повысится до 12 В, и полное напряжением на ванне станет равным 15,3 В. Таким образом, за счет снижения электропроводности расплава при снижении содержания в нем глинозема до 2,0 мас. % не может произойти повышение рабочего напряжения на ванне до 100 вольт и выше. По нашему мнению, такое постепенное и не очень сильное повышение напряжения, вызываемое изменением содержания глинозема в объеме электролита от 15 до 2,0 мас. %, соответствует участку с на качественной диаграмме, изображенной на рис.2.

Как видно, резкое повышение напряжения на ванне, которым сопровождается анодный эффект, обусловлено иными причинами и явлениями. При рассмотрении такого рода причин целесообразно отдельно рассмотреть возможную роль концентрационных изменений в самом прианодном слое электролита. Действительно, известно, что при прохождении тока наиболее существенные концентрационные изменения имеют место именно в диффузионном слое [8].

При прохождении постоянного тока в диффузионном слое электролита концентрация электрохимически активных частиц, которыми в данном случае являются ионы оксида O^{2-} , может значительно отличаться от содержания этих ионов в объеме расплава. Именно в таком диффузионном слое формируются профили распределения концентрации в соответствии с уравнениями Фика. Для стационарного электролиза такие профили можно упрощенно представить в виде прямых (рис.3), которые в гальваностатическом режиме поляризации на всем протяжении электролиза сохраняют свой наклон в соответствии с выражением

$$i = nFD(C^0 - C^S) / \delta = const, \quad (4)$$

где C^0 и C^S – концентрации электрохимически активных частиц O^{2-} соответственно в объеме электролита и в непосредственной близости к поверхности электрода, а δ и D

– толщина диффузионного слоя и коэффициент диффузии ионов O^{2-} . При выбранной плотности тока i значения C^0 и C^S различаются на $i\delta / nFD$:

$$C^S = C^0 - i\delta / nFD.$$

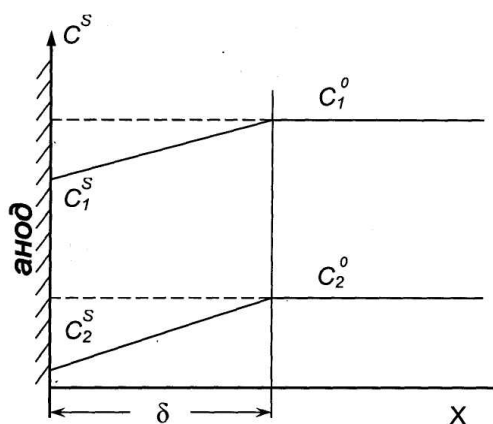


Рисунок 3 – Распределение глинозема (ионов оксида) вблизи поверхности графитового анода в условиях гальваностатической поляризации при нормальном режиме работы (C_1^S, C_1^0) и перед наступлением анодного эффекта (C_2^S, C_2^0)

Если в уравнениях (4) и (5) значение n принять равным шести, C^S и C^0 можно относить и к мольным концентрациям глинозема.

В начале электролиза, когда C^0 имеет большие значения, относительный вклад величины $i\delta / nFD$ в C^S небольшой, и C_1^S не очень сильно отличается от C_1^0 (рис.3). Однако со временем, по мере снижения C^0 , когда $i\delta / nFD$ становится сравнимым с C^0 , величина C^S приближается к нулю. Это равносильно истощению приповерхностного слоя электролита по оксидным ионам (и по глинозему). В такой ситуации C^S становится во много раз более низкой по

сравнению с C^0 (выполняется соотношение $C_2^S \ll C_2^0$, рис.3). В этом случае можно рассматривать два варианта. Первый вариант – это кристаллизация расплава за счет того, что приэлектродный слой превращается в слой практически чистого криолита, температура плавления которого выше, чем рабочая температура электролизера. Вторым вариантом – в приэлектродном слое формируется слой из смеси, состоящей из частиц криолита, слабо смоченных небольшим количеством эвтектики. И в том, и в другом случаях вблизи поверхности анода образуется слой, обладающий высоким омическим сопротивлением, что приводит к появлению большого дополнительного падения напряжения на электролизере. Это очевидно для случая с закристаллизовавшимся слоем расплава. Можно показать, что большое падение напряжения должно локализоваться и в вязкой гетерогенной смеси, преимущественно состоящей из твердых частиц криолита и небольшого количества эвтектики. Действительно, в работе В.И.Шаповала [9] установлено, что на газовыделяющем электроде коэффициент массопереноса D/δ ионов оксида O^{2-} в расплавленных электролитах при $700^\circ C$ составляет $1,9 \times 10^{-3}$ см/с. Рабочая температура криолито-глиноземного расплава $950^\circ C$, поэтому с учетом [9] для условий получения алюминия значение D/δ ионов оксида O^{2-} можно принять равным $3,2 \times 10^{-3}$ см/с. Несложно показать, что притоком значения D/δ выражение $i\delta / nFD$ в уравнении (5) по своему значению приближается к 0,5 моль/л, что эквивалентно 1,89 мас. % Al_2O_3 , и содержание глинозема в непосредственной близости к поверхности электрода составляет около 0,11 мас. %. Из диаграммы плавкости следует, что при таком содержании Al_2O_3 хорошо проводящей жидкой фазы (эвтектики) в расплаве будет находиться всего 0,6 мас. %. В соответствии с соотношениями Максвелла электропроводность получаемой в таких условиях гетерогенной фазы по меньшей мере на два порядка ниже электропроводности исходного криолито-глиноземного расплава. Таким

образом, формуються у поверхності електрода гетерогенна фаза при роботі в гальваностатическому режимі може бути причиною різкого підвищення напруги на ванні. На рис.2 перехід к описаній ситуації відповідає участку d. Він збігається з початком різкого збільшення падіння напруги на ванні (до 100...120 В), яке в основному локалізується в сформованому твердому або дуже в'язкому (почти твердим) шарі електроліта. Він збігається також з початком іскріння поблизу поверхності анода, оскільки при створюваних напругах на ванні можуть відбуватися «пробойи» такого шару і спостерігатися електричні розряди (подібні тим, які спостерігаються, наприклад, при анодуванні алюмінію в процесі формування на ньому оксидного шару). Якщо в період «анодного ефекта» в расплав ввести Al_2O_3 , його вміст збільшується не тільки в загальному об'ємі електролізера, але і в прианодному шарі. При цьому склад цього шару змінюється, результатом чого є зникнення раніше утворених малопробовідних фаз. Таким чином, завдяки внесенню ззовні глинозему загальне опір електролізера зменшується, і робоча напруга на ванні знижується до значень, характерних для нормальної роботи електролізера (участок b на рис.2). Знизити ймовірність появи анодного ефекта можна також, знизивши щільність анодного струму (величина $i\delta / nFD$ зменшується за рахунок чисельника). Насправді, при зменшенні щільності струму до $0,5 \text{ А/см}^2$ анодний ефект проявляється при меншому вмісті глинозему (около 1 мас. %) [5].

Якщо взяти до уваги, що коефіцієнт масопереносу D / δ в іонних расплавах становить $3,2 \times 10^{-3} \text{ см/с}$, в відповідності з рівнянням першого закону Фіка на початковому етапі електролізу (після введення чергової порції глинозему і вмісту його 10 мас. %) критична щільність анодного струму повинна становити приблизно $4,9 \text{ А/см}^2$, тобто мати набагато більше значення, ніж практично використовується щільність струму ($0,5 \dots 1,0 \text{ А/см}^2$). Тому на початковому етапі електролізу анодний ефект не проявляється (участок b, рис.2).

Висновки.

1. Розглянута природа (механізм) анодного ефекта. Згідно з першим механізмом анодний ефект є наслідком погіршення смачуваності анода расплавленим електролітом через зменшення концентрації тієї або іншої поверхніно активної складової, при цьому виділяються на аноді гази затримуються у поверхні анода, оточують його, створюючи «газовий чехол», і відтиснують електроліт від анода, що і викликає підвищення напруги (іскріння).

2. Згідно з другим механізмом відбувається переродження поверхні анода в результаті заміни хемосорбованого на ньому кисню іншими газообразними продуктами.

3. Розглянута версія про походження анодного ефекта не суперечить тому факту, що в період його прояву навколо анода формується газова рубашка. Насправді, якщо в таких умовах поблизу поверхні електрода формується дуже в'язкий шар гетерогенної суміші, який знаходиться на межі повної кристалізації, утворюються анодні гази відторгають його від поверхні. Визначальним при цьому є не смачуваність електрода расплавом, а консистенція приелектродного шару електроліта.

4. Обґрунтована тут версія повністю відповідає тому факту, що після введення в електроліт додаткової кількості глинозему анодний ефект зникає і технологічний процес нормалізується.

5. В отличие от других версий, она также поясняет не только скачкообразное повышение рабочего напряжения (собственно анодный эффект), но и постепенный рост напряжения (перед анодным эффектом на участке с, рис.2), который мы связываем с увеличением количества твердой фазы в гетерогенной системе после пересечения линии ликвидуса.

6. Полученные теоретические и практические результаты могут быть использованы в промышленности при устранении недопустимого анодного эффекта в случае электролиза в расплавленных электролитах.

ЛИТЕРАТУРА

1. Thonstad J. On the anode effect in cryolite-alumina melts / Thonstad J., Nordmo F., Vee K. // *Electrochimica Acta*, 1973, Vol. 18, pp. 27–32.
2. Стендер В.В. Прикладная электрохимия / В.В.Стендер. – Харьков: Изд-во Харьковского ун-та, 1961. – 540с.
3. Кунтий О.І. Електроліз іонних розплавів. Виробництво магнію / О.І.Кунтий, Г.І.Зозуля. – Львів: Вид-во Львівського ун-ту. – 2006. – 208с.
4. Алаторцев А.В. Повышение эффективности электролиза алюминия с помощью математического моделирования / А.В.Алаторцев, Р.Н.Кузьмин, Н.П.Савенкова // *Прикладная физика*. – 2007. – № 4. – С.34-43.
5. Альфа-металл: справочные материалы: ГОСТ. Глава XVIII. Основы расчета алюминиевого электролизера. 2010 г. (Металлургия алюминия Троицкий И.А., Железнов В.А. mht).
6. Томилов А.П. Прикладная электрохимия / Томилов А.П. – 3-е изд. – М.: Химия, 1984. – 480с.
7. Электропроводность электролитов-суспензий системы $\text{NaF-AlF}_3\text{-CaF}_2\text{-Al}_2\text{O}_3$ / К.Б.Бакин, О.Н.Симакова, П.В.Поляков [и др.] // *Journal of Siberian Federal University. Engineering and Technologies*. – 2011. – 2 (4). – P.162-169.
8. Концентрационные изменения в приэлектродных слоях в процессе электролиза / В.С.Кублановский, А.В.Городыский, В.Н.Белинский, Т.С.Глушак. – Киев: Наукова думка, 1978. – 210с.
9. Шаповал В.И. Диффузия ионов кислорода к платиновому аноду в расплавах KCl-LiCl / В.И.Шаповал, В.А.Василенко // *Украинский химический журнал*. – 1974. – Т. XL, вып. 8. – С.92-94.

Поступила в редколлегию 23.04.2018.

УДК 621.313.322

DOI 10.31319/2519-2884.32.2018.171

НІЗІМОВ В.Б., д.т.н., професор
КОЛИЧЕВ С.В., к.т.н., доцент
ДОНЧЕНКО А.П., зав. лабораторії
ХОМЕНКО В.І.*, викладач

Дніпровський державний технічний університет, м. Кам'янське

*Придніпровський державний металургійний коледж

ПІДВИЩЕННЯ ДИНАМІЧНОЇ СТІЙКОСТІ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА АВТОНОМНОЇ ГЕНЕРУЮЧОЇ УСТАНОВКИ

Вступ. На даний час у світовій енергетиці спостерігається зростання автономних генеруючих установок (АГУ) на базі синхронних генераторів (СГ), які є джерелом електричної енергії у малонаселених місцевостях, де прокладання ліній електропостачання є недоцільним, а також у місцевостях, доступ до яких ускладнений (гірські місцевості, острова і т.д.) [1]. Крім того, АГУ часто використовується в якості резервного джерела електроживлення для споживачів I та II категорії.

Для підвищення стійкості СГ АГУ та стабілізації вихідної напруги на затискачах статора застосовують релейне або параметричне форсування напруги збудження та системи автоматичного регулювання збудження (АРЗ).

Однак у випадках природних катастроф та стихійних лих при підключенні споживачів співставної потужності, наприклад, асинхронних двигунів з к.з. ротором СГ втрачають стійкість через інерційність контура збудження, значного динамічного падіння напруги та її тривалості, що призводить до відключення захистом мінімальної напруги попередньо підключених споживачів протягом 0,5-1,5 с при зниженні напруги до $0,7U_n$ (ПУЕ п. 5.3.52).

Незважаючи на високу швидкодію тиристорних збуджувачів через інерційність контура збудження СГ відбувається аперіодичне запізнювання струму збудження, що часто є причиною втрати стійкості генератора. Тому підвищення швидкодії режимів форсування досягається за рахунок застосування випереджаючої фази напруги збудження і підвищення її кратності. Крім того, підвищення швидкодії режиму форсування може досягатися за рахунок зменшення інерційності каналів виміру і керування напругою [2-4].

Наприклад, в [2] запропоновано пристрій, в якому підвищення швидкодії режимів форсування забезпечується за рахунок подвійного диференціювання ЕРС тахогенератора, зчленованого з синхронною машиною (СМ), внаслідок чого форсування збудження відбувається у функції потужності прокатки.

Подальше підвищення швидкодії режиму форсування можливе перемиканням секцій обмоток збудження з послідовного на паралельне з'єднання при незмінному рівні напруги збудження [3]. Технічна реалізація такого пристрою вимагає застосування розділових і комутуючих діодів і ключових елементів. Крім того, обмотка збудження СМ має бути секціонованою.

Для СМ з різкозмінним навантаженням запропоновано спосіб, згідно з яким для підвищення швидкодії регулювання збудження вимірюють величину обертового моменту та використовують її як регулюючий параметр [4].

Проте застосування відомих способів і пристроїв форсування напруги збудження не забезпечує зниження інерційності самого контура збудження (КЗ), тобто струм в обмотці збудження (ОЗ) завжди має аперіодичне запізнювання по відношенню до форсувальної напруги, що у результаті визначає стійкість СГ.

Для підвищення динамічної стійкості СГ необхідно компенсувати електромагнітну інерційність контура збудження шляхом вмикання в нього, наприклад, ємнісних накопичувачів енергії (СНЕ).

Постановка задачі. Теоретичне та експериментальне дослідження системи керування збудженням АГУ з метою підвищення стійкості та стабілізації вихідної напруги генератора шляхом компенсації інерційності ОЗ при значних збуреннях.

Результати роботи. Принципову схему системи збудження СГ АГУ з компенсованою ОЗ наведено на рис.1 [5].

Стабілізація вихідної напруги СГ при підключенні споживачів з номінальним статичним навантаженням забезпечується системою АРЗ. У випадку підключення спожи-

вачів співставної потужності, що супроводжується зниженням напруги до $0,85U_n$ або зростанням струму вище $2I_n$, блок форсування (БФ) вмикає тиристор VS1, що призводить до розряду конденсатора ЄНЕ на тиристорний перетворювач (ТП) і ОЗ та компенсації інерційності ОЗ. За час, який дорівнює чверті періоду коливального розряду конденсатора, система АРЗ встановлює необхідний рівень напруги збудження, а діод VD4 вмикає конденсатор із контура збудження.

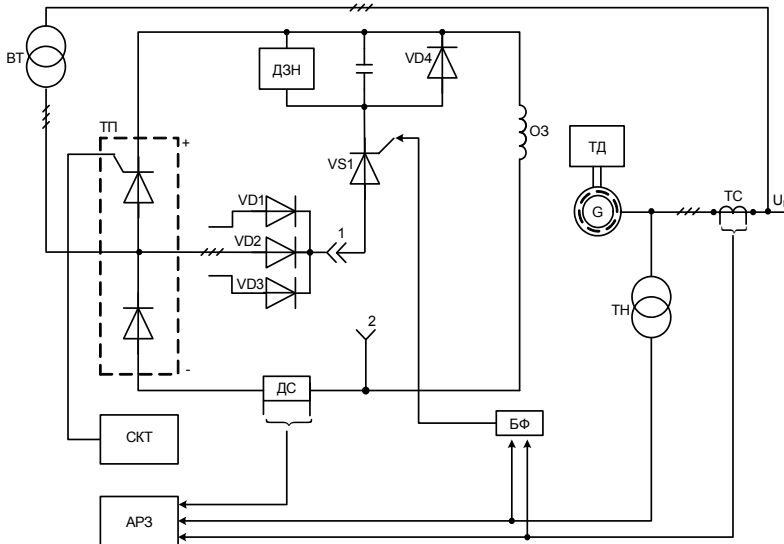


Рисунок 1 – Принципова схема системи збудження СГ АГУ

ний момент СГ можна представити виразом

$$M_c = M_{c0} + \Delta M_c, \quad (2)$$

в якому ΔM_c обумовлений кутом $\Delta\theta$.

Рівняння моментів генератора прийме вигляд:

$$M_0 - M_c = J_\Sigma p\omega,$$

де J_Σ – сумарний момент інерції генератора і приводного двигуна; ω – кругова частота обертання ротора генератора; $p = d/dt$ – оператор диференціювання.

З урахуванням того, що $M_0 = M_{c0}$, $p\theta = \omega_0 - \omega$, а також співвідношень (1), (2) рівняння моментів прийме вигляд:

$$J_\Sigma p^2 \Delta\theta + \Delta M_c = 0, \quad (3)$$

де ω_0 – синхронна кругова частота.

При прийнятих допущеннях M_c є функцією лише однієї змінної – кута θ , і тому можна записати

$$\Delta M_c = M_s \Delta\theta, \quad (4)$$

де M_s – коефіцієнт синхронізуючого моменту:

$$M_s = \left(\frac{\partial M_c}{\partial \theta} \right)_{\theta=\theta_0}. \quad (5)$$

Для підвищення швидкодії режимів форсування необхідно визначити алгоритм керування контуром збудження СГ.

При підключенні споживачів до СГ кут навантаження можна визначити за виразом:

$$\theta = \theta_0 + \Delta\theta, \quad (1)$$

де θ_0 – кут навантаження, який відповідає електромагнітному моменту генератора M_{c0} , рівному новому значенню механічного моменту M_0 . Відповідно і електромагнітний момент СГ можна представити виразом

Таким чином, керування контуром збудження повинно здійснюватись не лише у функції напруги на статорі але і у функції похідної електромагнітного моменту за кутом навантаження СГ.

Математичну модель СГ та структурну схему системи керування контуром збудження наведено на рис.2.

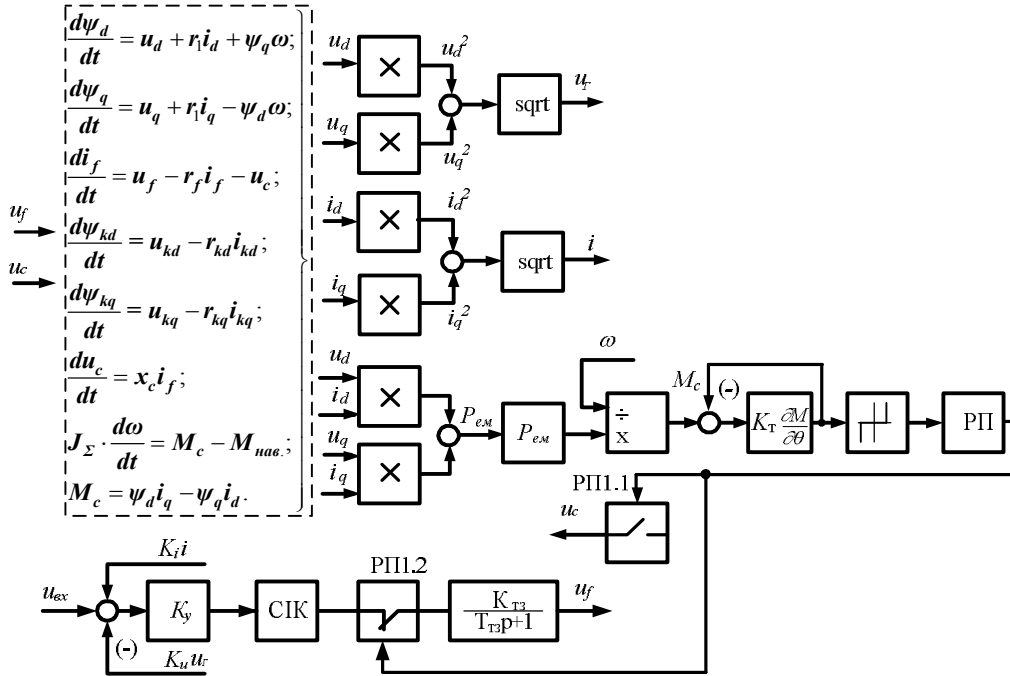


Рисунок 2 – Математична модель СГ та структурна схема системи керування контуром збудження

Обчислення струмів за поздовжньою і поперечною осями, струму контура збудження, поздовжнього і поперечного струмів демпферних контурів здійснюється за виразами:

$$\left. \begin{aligned} i_d &= \Delta_{ID} / \Delta_{AD}; \\ i_q &= \Delta_{IQ} / \Delta_{AQ}; \\ i_f &= \Delta_{IF} / \Delta_{AD}; \\ i_{kd} &= \Delta_{IKD} / \Delta_{AD}; \\ i_{kq} &= \Delta_{IKQ} / \Delta_{AQ}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Обчислення значень $\Delta_{ID}, \Delta_{IQ}, \Delta_{IF}, \Delta_{IKD}, \Delta_{IKQ}, \Delta_{AD}, \Delta_{AQ}$ здійснюється за співвідношеннями:

$$\left. \begin{aligned}
 \Delta_{AD} &= x_{\sigma} \cdot x_{\sigma f} \cdot x_{\sigma kd} + x_{ad} (x_{\sigma f} \cdot x_{\sigma kd} + x_{\sigma} \cdot x_{\sigma kd} + x_{\sigma} \cdot x_{\sigma f}); \\
 \Delta_{AQ} &= x_{\sigma} \cdot x_{\sigma kq} + x_{aq} \cdot x_{\sigma kq} + x_{aq} \cdot x_{\sigma}; \\
 \Delta_{ID} &= (x_{\sigma f} \cdot x_{\sigma kd} + x_{ad} \cdot x_{\sigma kd} + x_{\sigma f} \cdot x_{ad}) \Psi_d - x_{ad} \cdot x_{\sigma kd} \cdot \Psi_f - x_{ad} \cdot x_{\sigma f} \cdot \Psi_{kd}; \\
 \Delta_{IQ} &= (x_{\sigma kq} + x_{aq}) \Psi_q - x_{aq} \cdot \Psi_{kq}; \\
 \Delta_{IF} &= -x_{ad} \cdot x_{\sigma kd} \cdot \Psi_d + (x_{\sigma} \cdot x_{\sigma kd} + x_{ad} \cdot x_{\sigma kd} + x_{\sigma} \cdot x_{ad}) \Psi_f - x_{ad} \cdot x_{\sigma} \cdot \Psi_{kd}; \\
 \Delta_{IKD} &= -x_{ad} \cdot x_{\sigma f} \cdot \Psi_d - x_{\sigma} \cdot x_{ad} \cdot \Psi_f + (x_{\sigma} \cdot x_{\sigma f} + x_{ad} \cdot x_{\sigma f} + x_{\sigma} \cdot x_{ad}) \Psi_{kd}; \\
 \Delta_{IKQ} &= -x_{aq} \cdot \Psi_q + (x_{\sigma} + x_{aq}) \Psi_{kq}.
 \end{aligned} \right\} (7)$$

Для оцінки впливу ЄНЕ і автоматичного регулятора збудження на вихідні параметри АГУ виконано розрахунки з використанням розробленої моделі [6].

На рис.3, 4 наведено розрахункові залежності вихідної напруги СГ $U_{\Gamma} = 230$ В з початковим збудженням $U_f = 22$ В і вмиканням співставного навантаження у вигляді активних резисторів з опором 10 Ом в кожній фазі на 4-ій секунді $t = 4$ с. При відсутності і наявності ємності накопичувача енергії $C = 100$ мкФ.

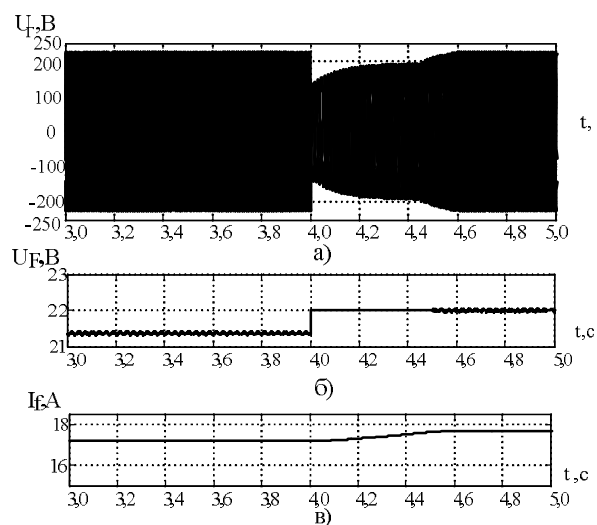


Рисунок 3 – Розрахункові залежності режиму форсування струму збудження СГ без ЄНЕ

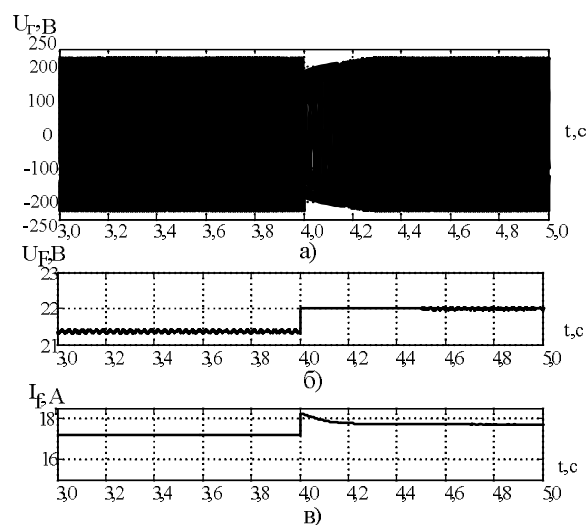


Рисунок 4 – Розрахункові залежності режиму форсування струму збудження СГ з ЄНЕ

Аналіз перехідних процесів показує, що час стабілізації вихідної напруги СМ без ЄНЕ складає $t \approx 0,6$ с, а з ЄНЕ $t \approx 0,2$ с. Таким чином при одній і тій самій кратності максимальної напруги збудження швидкодія пристрою, що досліджується, в режимі форсування в три рази вища, ніж без ЄНЕ, а падіння напруги відповідно складає $\Delta U = 40\%$ та $\Delta U = 10\%$.

Для підтвердження теоретичних положень проведено експериментальні дослідження на синхронному генераторі типу МСА-72/4А: $P_n = 12$ кВт; $U_c = 230$ В;

$i_{1н} = 37,6 \text{ A}$; $U_{фн} = 27 \text{ В}$; $i_{фн} = 23 \text{ A}$; $n_n = 1500 \text{ об/хв.}$ в режимі форсування струму збудження з запропонованим пристроєм і з серійними тиристорними збуджувачами при підключенні споживачів співставної потужності (рис.5, 6).

Ефективність впливу компенсованої системи збудження на динамічну стійкість СГ підтверджено експериментальними дослідженнями при підключенні споживача з різним співставним навантаженням.

На рис.5 наведено осцилограми при підключенні АД потужністю 11 кВт до СГ з некомпенсованим контуром збудження, а на рис.6 – осцилограми з компенсованим контуром збудження.

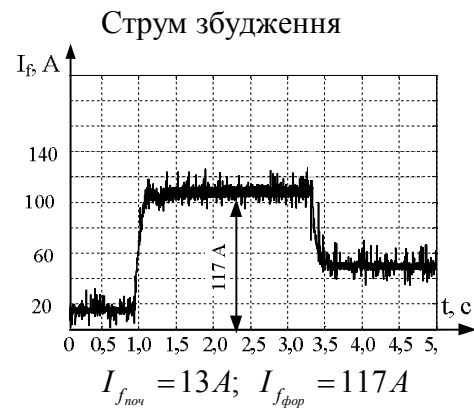
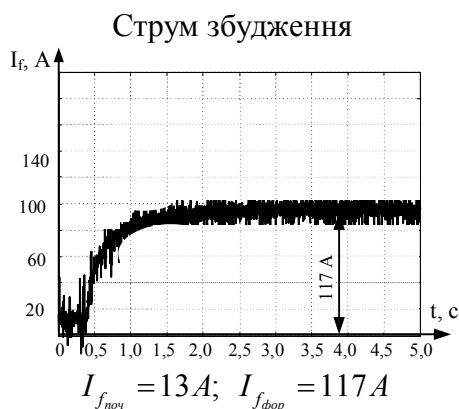
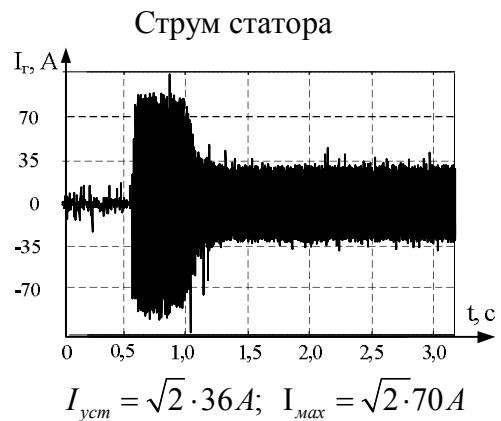
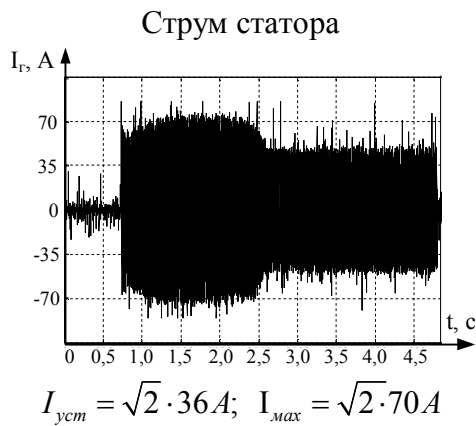
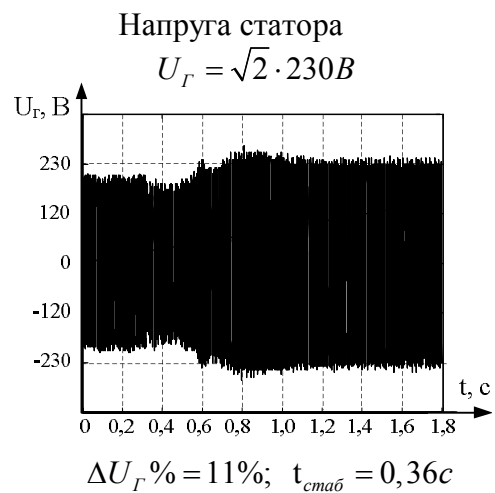
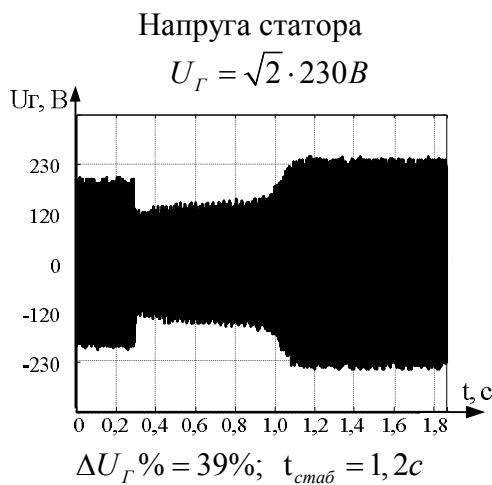


Рисунок 5 – Режим підключення АД до СГ з некомпенсованим контуром збудження

Рисунок 6 – Режим підключення АД до СГ з компенсованим контуром збудження

Таким чином, результати дослідження динамічних режимів роботи СГ типу МСА-72/4А доводять, що час досягнення струмом збудження форсованого значення з некомпенсованим контуром становить 1 с при падінні напруги 39%, а з ємнісним накопичувачем енергії – 0,01 с, компенсація електромагнітної інерційності в тих же умовах забезпечує падіння напруги не більше 11%.

Висновки. Підвищення динамічної стійкості синхронного генератора АГУ при підключенні споживачів співставної потужності може бути забезпечене ємнісною компенсацією інерційності контура збудження з керуванням режимами форсування у функції похідної електромагнітного моменту за кутом навантаження.

ЛІТЕРАТУРА

1. Праховник А.В. Малая энергетика: распределенная генерация в системах электро-снабжения / А.В.Праховник. – Київ: Освіта України, 2007. – 462с.
2. А.с. №538469 СССР, МКИ Н 02 Р 9/14. Устройство форсирования возбуждения синхронного двигателя / М. Ю. Файнберг (СССР). – №1411358/07; Заявлено 05.03.70; Опубл. Бюл. №45. – 3 с.
3. А.с. №597062 СССР, МКИ Н 02 Р 9/14. Устройство для форсировки возбуждения электрической машины / В.В.Бочаров, А.П.Князев, Л.Е.Ломоносов, С.Г.Мизюрин, О.Б.Резников, В.Р.Чорба (СССР). – №1338647/24-07; заявл. 25.03.76; опубл. 05.03.78, Бюл. №9. – 2с.
4. А.с. №877772 СССР, МКИ Н 02 Р 9/14. Устройство для форсирования возбуждения синхронного двигателя / М.Ю.Файнберг (СССР). – №2883440/24-07; заявл. 15.02.80; опубл. 30.10.81, Бюл. №40. – 4с.
5. А.с. №1312715 СССР, МКИ Н 02 Р 9/12, 9/14. Устройство для управления возбуждением синхронной машины / В.Б.Низимов, С.В.Колычев (СССР). – №3965507/24-07; заявл. 21.10.85; опубл. 23.05.87, Бюл. №19. – 3с.
6. Нізімов В.Б. Підвищення стійкості автономної генеруючої установки при значних збуреннях / Нізімов В.Б., Количев С.В., Хоменко В.І. // Енергетичний менеджмент: стан та перспективи розвитку – REMS'17: міжнар. наук.-техн. та навч.-метод. конф., 25-27 квітня 2017 р.: збірник матеріалів конференції. – К.: КПІ ім. Ігоря Сікорського, 2017. – С.49-50.

Надійшла до редколегії 21.05.2018.