

татов данной работы на все синтезированные методом N-i переключений системы пятого порядка, замкнутые по старшим производным выходной величины.

ЛИТЕРАТУРА

1. Садовой А.В. Оптимизация по быстродействию режима малых перемещений двухмассовой электромеханической системы методом N-i переключений на подвижных границах области / Садовой А.В., Дерез А.Л. // Электротехнические и компьютерные системы: научно-технический журнал Одесского национального политехнического университета. – К.: «Техника». – 2011. – С.89-91.
2. Фельдбаум А.А. Основы теории оптимальных автоматических систем / Фельдбаум А.А. – М.: Наука, 1966. – 624с.
3. Дерез А.Л. Синтез релейной системы четвертого порядка методом N-i переключений в контексте теоремы об N интервалах / Дерез А.Л., Садовой А.В. // Вестник НТУ ХПИ: сборник научных трудов. Серия: Проблемы автоматизированного электропривода. Теория и практика. – Х.: НТУ «ХПИ». – 2013. – №36(1009). – С.240-243.
4. Юревич Е.И. Теория автоматического управления / Юревич Е.И. – Л.: «Энергия», 1969. – 375с.: ил.

Поступила в редколлегию 03.02.2014.

УДК 621.313.322

ХОМЕНКО В.І., аспірант
КОЛИЧЕВ С.В., к.т.н., доцент
НІЗІМОВ В.Б., д.т.н., професор

Дніпродзержинський державний технічний університет

ПОРІВНЯЛЬНА ОЦІНКА ЕНЕРГЕТИЧНИХ ТА ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ПОКАЗНИКІВ СТАТИЧНИХ ЗБУДЖУВАЧІВ СИНХРОННИХ МАШИН

Вступ. Відповідно до сучасних вимог до кратності форсування струму або напруги збудження синхронних машин (СМ) статичні напівпровідникові збуджувачі (СНЗ) в номінальному режимі роботи мають великі кути керування, споживають значну реактивну потужність і створюють потужність викривлення, тобто мають невисокі енергетичні показники. Надійність і ефективність процесу гасіння магнітного поля СМ цілком залежать від можливості інвертування в умовах посадок напруги в електромережі. Крім того, швидкодія режиму форсування струму збудження цілком визначається сталою часу контура збудження. Тому підвищення енергетичних показників і експлуатаційних характеристик сучасних СНЗ зберігає свою актуальність.

Сучасні статичні системи збудження СМ потужністю більше 100 кВт повинні забезпечувати форсування струму збудження кратністю не менше 1,4 номінального значення при зниженні напруги живлення збуджувача до 0,8 номінальної або 1,75 номінальної напруги СНЗ при номінальному живленні [1].

Найбільше поширення для живлення обмотки збудження синхронних двигунів отримали напівпровідникові збуджувачі, що виконуються за трифазною нульовою і мостовою симетричною схемами випрямлення, хоча в деяких випадках застосовуються несиметричні мостові збуджувачі.

Постановка задачі. Задачею цієї публікації є аналіз та обрання раціональної силової схеми статичних збуджувачів для синхронних двигунів та синхронних машин, що працюють в режимі генератора автономних генеруючих установок (АГУ).

Результати роботи. Необхідність забезпечення режиму форсування напруги збудження призводить до того, що потужність випрямного трансформатора вибирається за максимальною випрямленою напругою U_{fo} і номінальним струмом збудження I_{fn} . Максимальна випрямлена напруга в режимі форсування [2]

$$U_{fo} = \frac{U_{fn} \cdot K_f}{K_H (1 - A \cdot \frac{u_k \%}{100})}, \quad (1)$$

де U_{fn} – номінальна напруга збудження; K_f – коефіцієнт форсування напруги збудження; K_H – коефіцієнт зниження напруги, що живить систему збудження; A – коефіцієнт нахилу зовнішньої характеристики випрямляча: $A = 0,87$ для трифазної нульової схеми; $A = 0,5$ для трифазної мостової схеми; $u_k\%$ – напруга короткого замикання трансформатора, %.

Приймаючи до уваги, що згідно з [1] $K_f=1,75$; $K_H=0,8$; $u_k\% = 4,5...10\%$, отримуємо за виразом (1) максимального значення випрямленої напруги:

для нульової схеми $U_{fo}=(2,276 \dots 2,396) \cdot U_{fn}$;

для мостових схем (симетричних і несиметричних) $U_{fo}=(2,23 \dots 2,3) \cdot U_{fn}$.

Діапазон регулювання вихідної напруги збуджувача для нульової та мостової схем [2]:

$$\begin{aligned} D_{\text{нул.}} &= \frac{U_{fn}}{U_{fo}} = \cos \alpha; D_{\text{нул.}} = (0,439...0417); \\ D_{\text{м.с.}} &= \frac{U_{fn}}{U_{fo}} = \cos \alpha; D_{\text{м.с.}} = (0,448...0435); \\ D_{\text{м.н.}} &= \frac{U_{fn}}{U_{fo}} = \frac{1 + \cos \alpha}{2}; D_{\text{м.н.}} = (0,724...0,718). \end{aligned} \quad (2)$$

Потужність випрямного трансформатора:

- для трифазної нульової схеми

$$S_T = 1,345 \cdot U_{fo} \cdot I_{fn} = (3,06...3,22) \cdot P_{fn},$$

- для трифазної мостової симетричної і несиметричної схем

$$S_T = 1,045 \cdot U_{fo} \cdot I_{fn} = (2,23...2,40) \cdot P_{fn}.$$

Оскільки потужність трансформатора перевищує в три рази номінальну потужність збуджувача, тому використовувати трифазну нульову схему недоцільно.

Визначимо енергетичні показники мостових симетричних та напівкерованих збуджувачів відповідно до методики [2]

Приймаючи $D = 0,5$, отримуємо:

- для трифазної мостової симетричної схеми: $\cos \alpha = 0,5, \alpha = 60^\circ$;
- для трифазної мостової напівкерованої схеми:

$$D = \frac{1 + \cos \alpha}{2}, \cos \alpha = 2D - 1, \alpha = 90^\circ. \quad (3)$$

Споживана активна потужність P_{fn} :

- для симетричної схеми:

$$P_{\text{fi}} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} U_m I_{\text{fi}} \cos \alpha = 0,827 U_m I_{\text{fi}} ; \quad (4)$$

- для несиметричної схеми:

$$P_{\text{fi}} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} U_m I_{\text{fi}} (1 + \cos \alpha) = 0,827 U_m I_{\text{fi}} . \quad (5)$$

Споживана реактивна потужність Q_{fh} :

- для симетричної схеми:

$$Q_{\text{fh}} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} U_m I_{\text{fh}} \sin \alpha = \frac{3\sqrt{3}}{3,14} U_m I_{\text{fh}} 0,866 = 1,433 U_m I_{\text{fh}} ; \quad (6)$$

- для несиметричної схеми:

$$Q_{\text{fh}} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} U_m I_{\text{fh}} \sin \alpha = 0,827 U_m I_{\text{fh}} . \quad (7)$$

Коефіцієнт зсуву:

- для симетричної схеми $\cos \varphi = 0,5$;

- для несиметричної схеми $\cos \varphi = \sqrt{D} = \sqrt{0,5} = 0,707$. (8)

Коефіцієнт викривлення:

- для симетричної схеми:

$$v_{i \text{ .н.}} = \frac{3}{\pi} = 0,955 ; \quad (9)$$

- для несиметричної схеми:

$$v_{i \text{ .і.}} = \frac{\sqrt{6D}}{\pi \sqrt{1 - \frac{1,57}{3,14}}} = \frac{\sqrt{6 \cdot 0,5}}{3,14 \sqrt{1 - \frac{1,57}{3,14}}} = 0,78 . \quad (10)$$

Коефіцієнт потужності:

- для симетричної схеми:

$$\chi_{i \text{ .н.}} = D \frac{3}{\pi} = 0,477 ; \quad (11)$$

- для несиметричної схеми:

$$\chi_{i \text{ .і.}} = \frac{D\sqrt{6}}{\pi \sqrt{1 - \frac{\alpha}{\pi}}} = \frac{0,5\sqrt{6}}{3,14 \sqrt{1 - \frac{1,57}{3,14}}} = 0,552 . \quad (12)$$

Як видно з наведених співвідношень, істотним недоліком сучасних симетричних збуджувачів СМ порівняно з несиметричними є зниження коефіцієнта потужності на 13,59% і зростання реактивної потужності на 42,3%.

Таким чином, при існуючій кратності форсування напруги ($K_f=1,8$) сучасні симетрично керовані тиристорні збуджувачі є значними споживачами реактивної потужності $Q_{\text{fh}}/P_{\text{fh}} = 1,6...2,9$, а споживана ними з мережі повна потужність перевищує потужність збудження в 2...3,9 рази, що призводить, у свою чергу, до зменшення наявної реактивної потужності при номінальному навантаженні СМ до 33%

[1], тобто істотно знижується можливість компенсації реактивної потужності в даному вузлі навантаження.

Оцінимо вплив кратності форсування напруги ($K_f=1,8$) на енергетичні показники симетричних збуджувачів в режимі інвертування при гасінні магнітного поля СМ.

Середнє значення випрямленої напруги збуджувача при номінальному збудженні синхронної машини, як відомо, пропорційне косинусу кута регулювання ($\cos\alpha$) без обліку втрати напруги в елементах перетворювача.

У процесі гасіння поля вхідна напруга інвертора буде пропорційна косинусу кута інвертування ($\cos\beta$) за інших рівних умов. Для забезпечення нормального процесу інвертування необхідно забезпечити співвідношення $\beta \geq \gamma + \delta$, де γ – кут комутації; δ – кут, відповідний часу відновлення запиральних властивостей тиристорів збуджувача. Мінімально припустимий кут інвертування $\beta_{\min} = 15 \dots 30^\circ$.

Визначимо початковий кут регулювання тиристорів в режимі інвертування збуджувача, тобто при

$$U_{fu} = K_f \cdot U_f. \quad (13)$$

Після підстановки і перетворень рівнянь зовнішніх характеристик збуджувача в режимах випрямлення й інвертування отримуємо

$$\cos\beta = K_f \cos\alpha, \quad (14)$$

звідки кут керування при номінальному збудженні визначиться залежністю

$$\alpha_0 = \arccos \left[\frac{\cos(\gamma + \delta)}{K_f} \right]. \quad (15)$$

Приймаючи $\beta \geq \gamma + \delta = 15^\circ \dots 30^\circ$, $K_f = 1,8$, знайдемо значення кута $\alpha_0 = 57^\circ \dots 61^\circ$. Тоді значення реактивної потужності, яка споживається в режимі інвертування, складе

$$Q_{fH} = \operatorname{tg} \alpha_0 P_{fH} = (1,539 \dots 1,804) P_{fH}, \quad (16)$$

тобто більш ніж у півтора рази перевищить необхідну активну потужність збудження.

Значного покращення енергетичних показників можна досягти застосуванням несиметричних мостових збуджувачів, які дозволяють не тільки знизити споживання реактивної потужності, але і значно спростити силовий перетворювач заміною анодної або катодної групи керованих вентилів діодами з одночасним скороченням у два рази каналів керування.

Розглянемо несиметричний збуджувач з примусовим вимиканням тиристорів зустрічною напругою ємнісного накопичувача енергії (рис.1).

При синхронному ході в режимі номінального збудження катодна група випрямляча UL працює з кутами керування, близькими до $\alpha_H = \frac{\pi}{2}$. Ємнісний накопичувач енергії С (ЄНЕ) заряджається від UL через діод VD до амплітудного значення напруги випрямляча з полярністю, зображеною на рис.1.

В режимі форсування напруги знімаються керуючі імпульси з тиристорів UL та подаються керуючі імпульси на тиристор VS1, що призводить до розряду ЄНЕ на обмотку збудження (ОЗ) і вимикання тиристорів UL. На час, відповідний чверті коливального розряду ЄНЕ, кути керування тиристорами UL встановлюються рівними нулю.

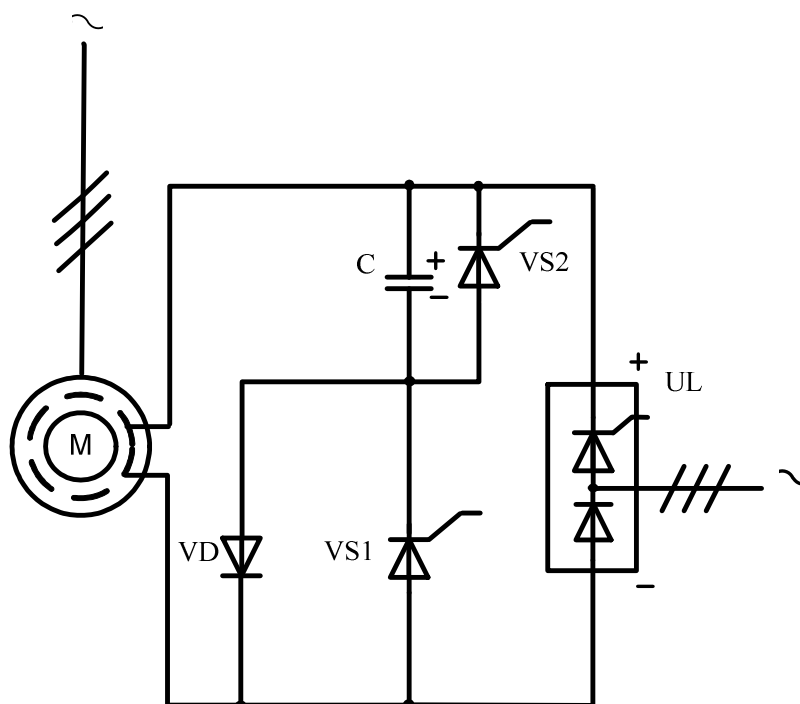


Рисунок 1 – Схема збуджувача з вимиканням тиристорів збуджувача зустрічною напругою ЄНЕ

Перезаряджений ЄНЕ вмикає тиристор VS1, струм збудження досягає форсованого значення, а тиристор VS2 шунтує ЄНЕ.

В режимі гасіння магнітного поля знімаються керуючі імпульси з тиристорів UL і вмикається тиристор VS1. В процесі коливального розряду струм збудження змінюється по колу (+) C – O3 – тиристор VS1 – (-) C. При зміні полярності на ЄНЕ останній розряджається через діод VD на обмотку збудження. Причому в режимі гасіння поля тиристор VS2 вимкнений.

Для порівняльної оцінки ефективності форсування струму збудження проведено експериментальні дослідження синхронної машини з запропонованим пристроєм і з серійними тиристорними збуджувачами. На рис.2, а) наведена осцилограма режиму форсування збудження емнісним накопичувачем енергії, а на рис.2, б) – осцилограма форсування напруги, характерна для серійних збуджувачів. Аналіз осцилограм (рис.2, а) і б)) показує, що час досягнення струмом збудження форсованого значення становить відповідно 0,008 і 0,16 с. Таким чином, при одній і тій самій кратності максимальної напруги збуджувача швидкодія розглянутого пристрою в режимі форсування збудження приблизно в 20 разів вища, ніж традиційних систем збудження.

Для порівняльної оцінки ефективності процесу гасіння поля СМ проведено експериментальні дослідження модельного синхронної машини типу МСА 12/4А наступних параметрів: $P_n=12$ кВт; $U_{1n}=380$ В; $i_{1n}=21,6$ А; $U_{fn}=22$ В; $i_{fn}=21$ А; $n_n=1500$ об/хв. При синхронному ході навантаженої машини проводилося гасіння поля збудження (рис.3).

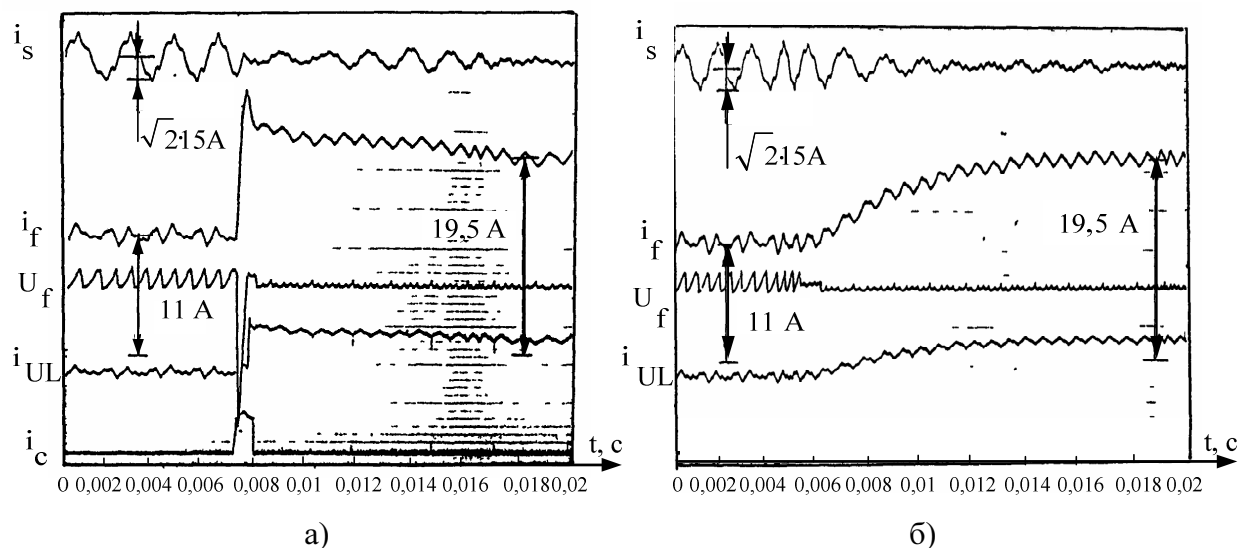
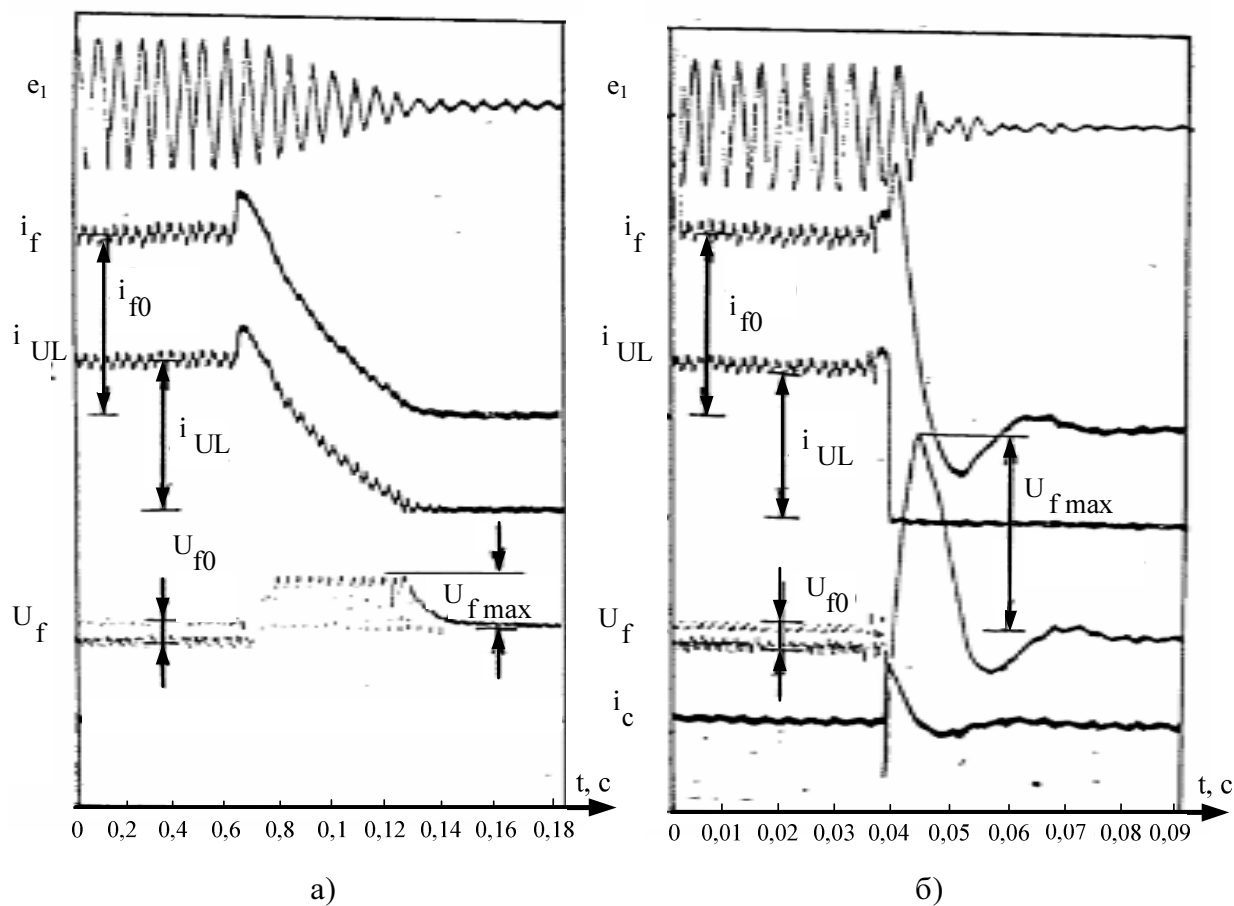


Рисунок 2 – Осцилограми режимів форсування струму збудження в запропонованому (а) і в існуючому збуджувачах (б)



а) при інвертуванні збуджувача;

б) при замиканні обмотки збудження на ємнісний накопичувач енергії

Рисунок 3 – Осцилограми процесу гасіння поля СМ

На рис. 3, а) наведена осцилограма процесу гасіння поля СМ при переводі збуджувача в інверторний режим з коефіцієнтом форсування напруги $K_u=2,2$ при початковій нарузі 10 В і струмі 5 А. Час досягнення струмом збудження нульового значення склав 0,154 с.

На рис. 3, б) наведена осцилограма процесу гасіння поля СМ з ємнісним накопичувачем енергії і зворотним розрядом перезарядженої у процесі гасіння поля ємності. Кратність максимального значення перехідної напруги на обмотці збудження склала $K_u = 8,0$, що у понад 3,5 рази вища, ніж у попередньому випадку при ємності конденсатора $C = 300$ мкФ. Час досягнення струмом збудження нульового значення склав 0,05с.

Висновки. 1. Несиметричні мостові збуджувачі дозволяють підвищити коефіцієнт потужності на 13% та зменшити споживання реактивної потужності до 40% в режимі номінального збудження в порівнянні з симетричними.

2. Швидкодія режиму форсування струму збудження з використанням несиметричного збуджувача з ЄНЕ на порядок вища порівняно з несиметричними без ЄНЕ.

3. Ефективність процесу гасіння поля збудження при наявності ЄНЕ не залежить від величини та наявності напруги живлення збуджувача, а час гасіння поля в 3 рази менший в порівнянні з режимом інвертування симетричного збуджувача без ЄНЕ.

ЛІТЕРАТУРА

1. Абрамович Б.Н. Возбуждение, регулирование и устойчивость синхронных двигателей / Б.Н.Абрамович, А.А.Круглый. – Л.: Энергоатомиздат. Ленинградское отделение, 1983. –128с.
2. Стиоп Я.И. Повышение коэффициента мощности трёхфазных мостовых схем выпрямления / Я.И.Стиоп, В.М.Яров // Электротехника. – 1973. – № 9. – С.20-22.

Надійшла до редколегії 17.12.2013.