

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ КОРАБЛЕБУДУВАННЯ
імені адмірала Макарова
Херсонська філія
Енерготехнічний факультет
Кафедра автоматики та електроустаткування

Рекомендовано до захисту

Завідувач кафедри автоматики та
електроустаткування

_____ Михаліченко П.Є.
(підпис) (прізвище та ініціали)

« _____ » _____ 202__ р.

ПОЯСНЮВАЛЬНА ЗАПИСКА
ДО КВАЛІФІКАЦІЙНОЇ РОБОТИ МАГІСТРА

на тему _____ СИСТЕМА АВТОМАТИЧНОГО РЕГУЛЮВАННЯ
_____ ЗБУДЖЕННЯ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА ДЛЯ
_____ МАКСИМАЛЬНОГО ДЕМПФУВАННЯ МАЛИХ
_____ МЕХАНІЧНИХ КОЛИВАНЬ АГРЕГАТУ

Виконав: студент 6 курсу, групи 6367м
спеціальності 141. Електроенергетика,
електротехніка та електромеханіка
освітньої-професійної програми:
Експлуатація суднових автоматизованих
систем

_____ Ткач О.С.
(прізвище та ініціали)

Керівник: _____ Бугрім Л.І.
(прізвище та ініціали)

Рецензент: _____ Новогрецький С.М.
(прізвище та ініціали)

м. Херсон – 2020 року

Національний університет кораблебудування імені адмірала Макарова
Херсонська філія
Енерготехнічний факультет
кафедра автоматики та електроустаткування

Ступень вищої освіти: магістр

Галузь знань 14. Електрична інженерія
(шифр і назва)

Спеціальність 141. Електроенергетика, електротехніка та електромеханіка
(шифр і назва спеціальності)

Освітньо-професійна програма Експлуатація суднових автоматизованих систем
(назва освітньої програми)

ЗАТВЕРДЖУЮ

зав. кафедри автоматики та
електроустаткування

Михаліченко П.Є.
(підпис) (прізвище та ініціали)

« » 202 р.

ЗАВДАННЯ

на кваліфікаційну магістерську роботу

студенту Ткачу Олегу Сергійовичу
(прізвище, ім'я, по батькові студента)

1. Тема кваліфікаційної роботи Система автоматичного регулювання збудження синхронного генератора для максимального демпфування малих механічних коливань агрегату

Керівник кваліфікаційної роботи Бугрім Леонід Іванович, канд.техн.наук, доцент кафедри автоматики

(прізвище, ім'я, по батькові, науковий ступінь, вчене звання)

затверджені наказом вищого навчального закладу від « » 202 року №

2. Строк подання студентом кваліфікаційної роботи

3. Вихідні дані кваліфікаційної роботи Проаналізувати вплив на малі механічні коливання синхронного генераторного агрегату глибини зворотного зв'язку по куту вильоту ротора в поперечній осі збудження.

4. Зміст розрахунково-пояснювальної записки (перелік питань, які потрібно розробити): аналіз конструктивних особливостей та галузі застосування синхронних машин подовжньо-поперечного збудження; система автоматичного регулювання напруги синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, що працює у скомпенсованому режимі; вимоги положень міжнародної конвенції марпол 73/78 щодо систем перекачування та скидання нафтовмісної суміші

5. Перелік графічного матеріалу: особливості конструкції неявнополусної машини подовжньо-поперечного збудження; структурна схема системи збудження турбогенератора типу АСТГ-200; розподіл магніторушійної сили збудження скомпенсованого синхронного генератора в повітряному зазорі; математична модель скомпенсованого генератора та закон регулювання збудження; стійкість роботи СкСГ на активно-індуктивне навантаження; залежність ступеня статичної стійкості від коефіцієнта підсилення по куту навантаження; функціональна схема автоматичного регулятора збудження; принципова електрична схема силової частини автоматичного регулятора збудження; принципова електрична схема системи керування.

6. Дата видачі завдання « » 20 р.

КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН

№ з/п	Назва етапу роботи	Строк виконання етапів роботи	Примітка
1	Закінчити розділ 1	лютий 2020 р	
2	Закінчити розділ 2	травень 2020 р	
3	Закінчити розділ 3	жовтень 2020 р	
4	Закінчити оформлення роботи	грудень 2020 р	

Студент

_____ (підпис)

Ткач О.С.

_____ (прізвище та ініціали)

Науковий керівник

_____ (підпис)

Бугрім Л.І.

_____ (прізвище та ініціали)

АНОТАЦІЯ

В кваліфікаційній роботі розглянуті проблеми створення системи автоматичного регулювання напруги синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження. Описані особливості конструкції та застосування синхронних машин подовжньо-поперечного збудження. Показано, що регулювання в поперечні осі найбільш ефективно при малих кутах вильоту ротора. Запропоновано закон регулювання напруги збудження для синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, який забезпечує роботу із кутом вильоту ротора, що дорівнює нулю. Представлені алгоритми та розроблені програми для обчислення ступеня статичної стійкості та перехідних електромеханічних процесів при роботі генератора на статичне активно-індуктивне навантаження. Розроблена принципова електрична схема автоматичного регулятора збудження, який реалізує запропонований закон регулювання напруги.

ABSTRACT

The qualification work considers the problems of creating a system of automatic voltage regulation of a synchronous generator of longitudinal-transverse excitation. Peculiar properties of design and application of synchronous machines of longitudinal-transverse excitation are described. It is shown that the adjustment in the transverse axes is most effective at small angles of rotor departure. The law of excitation voltage regulation is proposed for a synchronous longitudinal-transverse excitation generator, which provides operation with a rotor departure angle equal to zero. Algorithms and programs for calculating the degree of static stability and transient electromechanical processes during the operation of the generator on static active-inductive load are presented. The basic electric scheme of the automatic excitation regulator which realizes the offered law of regulation of pressure is developed.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК СКОРОЧЕНЬ	7
ВСТУП.....	8
РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ ТА ГАЛУЗІ ЗАСТОСУВАННЯ СИНХРОННИХ МАШИН ПОДОВЖНЬО-ПОПЕРЕЧНОГО ЗБУДЖЕННЯ.....	11
1.1. Досвід впровадження синхронних машин подовжньо-поперечного збудженням в електроенергетичні системи	11
1.2. Статична стійкість роботи синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження на потужну мережу без урахування перехідних процесів у обмотках.	19
1.3. Конструктивні особливості синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, що працює у скомпенсованому режимі.....	24
1.4. Висновки до розділу 1	30
РОЗДІЛ 2. СИСТЕМА АВТОМАТИЧНОГО РЕГУЛЮВАННЯ НАПРУГИ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА ПОДОВЖНЬО-ПОПЕРЕЧНОГО ЗБУДЖЕННЯ, ЩО ПРАЦЮЄ У СКОМПЕНСОВАНОМУ РЕЖИМІ.....	31
2.1. Загальні відомості та вимоги до систем автоматичного регулювання збудження суднових синхронних генераторів	31
2.2. Закон регулювання збудження скомпенсованого синхронного генератора.....	35
2.3 Розрахунок статичної стійкості роботи скомпенсованого синхронного генератора на статичне активно-індуктивне навантаження	45
2.4. Розрахунок електромеханічних перехідних процесів при підключенні до синхронного генератора статичного активно-індуктивного навантаження.....	49

2.5. Принципова електрична схема автоматичного регулятора збудження скомпенсованого синхронного генератора	62
2.6. Висновки до розділу 2	67
РОЗДІЛ 3. ВИМОГИ ПОЛОЖЕНЬ МІЖНАРОДНОЇ КОНВЕНЦІЇ	
МАРПОЛ 73/78 ЩОДО СИСТЕМ ПЕРЕКАЧУВАННЯ	
ТА СКИДАННЯ НАФТОВМІСНОЇ СУМІШІ	
3.1 Системи перекачування, задачі і скидання нафтовмісної суміші	69
3.2. Збірні танки нафтовмісних льяльних вод	70
3.3. Збірні танки нафтових залишків	71
3.4 Конструкція і обладнання збірних танків	76
3.5 Інші засоби для видалення нафтових залишків	77
ВИСНОВКИ	78
СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ.....	80
ДОДАТОК А.....	82
ДОДАТОК Б	84

ПЕРЕЛІК СКОРОЧЕНЬ

- АРЗ – автоматичний регулятор збудження
- АРН – автоматичний регулятор напруги
- АСТГ – асинхронізований синхронний турбогенератор
- ЕМП – електромагнітне поле
- ЕРС – електрорушійна сила
- ККД – коефіцієнт корисної дії
- МРС – магніторушійна сила
- САРН – система автоматичного регулювання напруги
- СГ – синхронний генератор
- СЕЕС – суднова електроенергетична система
- СЕУ – суднова енергетична установка
- СкСГ – скомпенсований синхронний генератор

ВСТУП

Синхронні генератори є найважливішими елементами сучасної електроенергетичної системи. Для ефективного функціонування синхронних генераторів необхідно забезпечити стійкість режимів їхньої роботи, яка у значній мірі визначається характеристиками системи автоматичного регулювання напруги. Разом з тим стійкість синхронних генераторів істотно залежить від їхніх електротехнічних параметрів і, особливо, від параметрів і характеристик автоматичного регулювання частоти обертання.

При паралельній роботі генераторів порівнянної потужності порушення статичної стійкості можливе у вигляді саморозгойдування роторів і коливання розподілу навантаження між генераторами (з частотою 4...7 Гц). Коливанням піддаються як координати, що відносяться до генераторів, так і координати споживачів. Це пояснюється в основному погіршенням параметрів систем автоматичного регулювання частоти обертання і напруги генераторів у процесі їхньої експлуатації (збільшуються зона нечутливості, час запізнювання і т.п.). Значний вплив на стійкість створюють коефіцієнти підсилення і постійні часу коректора напруги і зрівняльних контурів по реактивній і активній потужностях, а також параметри статорного ланцюга (активний і індуктивний опір) і регулюючий ефект первинних двигунів.

Стійкість режиму паралельної роботи двох генераторних агрегатів значно підвищується при введенні в регулятори частоти обертання додаткових впливів по куту неузгодженості роторів і його другій похідній. Ефективним заходом щодо недопущення саморозгойдування також є поперечна заспокійлива обмотка на роторі генератора. Поперечна заспокійлива обмотка в області малих кутів навантажень створює істотну демпферну потужність і є надійним засобом для недопущення саморозгойдування нерегульованого генератора при роботі на потужну мережу. Введення подовжнього заспокійливого контуру сприяє заспокоєнню коливань ротора при великих кутах навантаження і погіршує умови збереження коливальної стійкості в області малих кутів. Крім того, заспокійлива

обмотка значно зменшує надперехідний реактивний опір генератора і збільшує значення ударного струму короткого замикання, що є небажаним.

В потужних електроенергетичних системах у якості одного з найбільш ефективних способів демпфірування коливань режимних параметрів і підвищення стійкості при роботі синхронних машин з малими кутами навантаження запропоновано використовувати додаткову поперечну обмотку збудження з регулюванням у ній струму по відхиленню і першим двом похідним кута навантаження. Застосування керуючої поперечної обмотки дозволило підвищити не тільки статичну, але і динамічну стійкість роботи синхронних машин на могутню мережу.

Таким чином синхронні генератори із подовжньо-поперечним збудженням, в яких за допомогою відповідного регулювання збудження підтримується кут вильоту ротора таким, що дорівнює нулю, є досить перспективними із точки зору застосування в електроенергетичних системах.

Об'єктом дослідження магістерської роботи є синхронний генератор подовжньо-поперечного збудження.

Предметом дослідження є автоматичне регулювання збудження.

Цілі та задачі дослідження:

- аналіз конструктивних особливостей синхронних генераторів подовжньо-поперечного збудження;
- визначення закону регулювання напруги для синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, що працює у скомпенсованому режимі;
- розрахунок статичної стійкості та електромеханічних перехідних процесів при роботі скомпенсованого синхронного генератора на статичне активно-індуктивне навантаження;
- розробка принципової схеми автоматичного регулятора збудження скомпенсованого синхронного генератора.

Методи дослідження. При виконанні роботи використовувались наступні методи: перетворення Парка-Горева при складанні математичної моделі синхронної машини подовжньо-поперечного збудження; метод першого

наближення Ляпунова при дослідженні статичної стійкості; метод Рунге-Кутта для чисельного інтегрування диференціальних рівнянь при розрахунку перехідних електромеханічних процесів.

Наукова новизна отриманих результатів:

– вперше запропоновано закон регулювання збудження синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, який забезпечує роботу генератора в усіх усталених режимах із кутом вильоту ротора таким, що дорівнює нулю, та ефективно демпфує малі коливання режимних параметрів;

– вперше запропонований спосіб визначення коефіцієнту підсилення зворотного зв'язку по куту вильоту ротора за результатами розрахунку статичної стійкості роботи генератора на активно-індуктивне навантаження на базі повних рівнянь Парка-Горєва.

РОЗДІЛ 1. АНАЛІЗ КОНСТРУКТИВНИХ ОСОБЛИВОСТЕЙ ТА ГАЛУЗІ ЗАСТОСУВАННЯ СИНХРОННИХ МАШИН ПОДОВЖНЬО-ПОПЕРЕЧНОГО ЗБУДЖЕННЯ

1.1. Досвід впровадження синхронних машин подовжньо-поперечного збудженням в електроенергетичні системи

Синхронні машини з одною обмоткою збудження на роторі широко застосовуються в електроенергетиці, працюючи в режимах генератора, двигуна, компенсатора. Однак області застосування синхронних машин істотно розширюються у випадку застосування на роторі двох обмоток збудження, зрушених на деякий кут.

Найбільше поширення одержали конструкції обмоток з кутами зрушення в 60 і 90 електричних градусів. Перший варіант був розроблений фірмою С.А. Parsons and Co. Ltd (Великобританія) для турбогенераторів подовжньо-поперечного збудження потужністю 500 МВт і дозволяв використовувати конструкцію бочки ротора турбогенератора одноосьового збудження без додаткових змін [2]. Другий варіант (рис. 1.1) припускає розташування на роторі двох взаємно перпендикулярних обмоток збудження і, по-перше, виключає ефект взаємоіндукції обмоток збудження (рис 1.2); по-друге, дозволяє одержати більш високі показники у відношенні стійкості і керованості. Саме цей варіант із симетричними і несиметричними обмотками збудження аналізується далі.

1.1.1 Синхронні генератори. У роботах [3, 4] представлені результати досліджень синхронних генераторів подовжньо-поперечного збудження з малопотужною поперечною обмоткою збудження, яка у сталому режимі розвантажена і піддається збудженню при коливаннях режимних параметрів енергосистеми. Поперечна обмотка розміщується на роторі серійного синхронного генератора в пазах великого зуба або демпферних обмоток, що дозволяє зберегти інші параметри і розміри машини без змін. При номінальній

щільності струму така обмотка створює силу, що намагнічує, рівну 5...10% від номінальної сили подовжньої обмотки, що намагнічує.

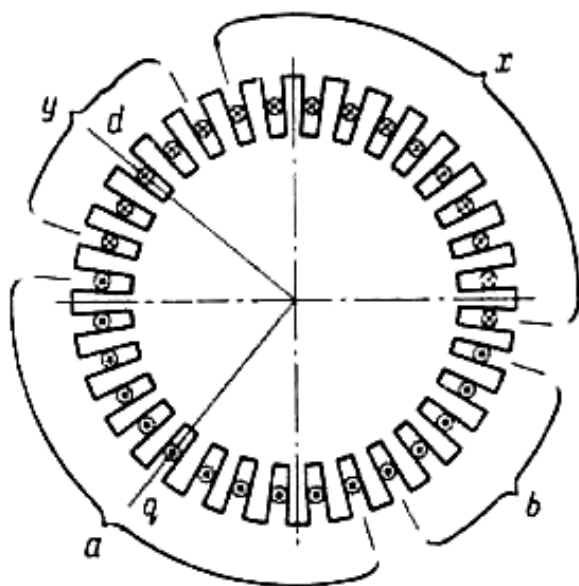


Рисунок 1.1 Неявнополюсний ротор
с двома неоднаковими обмотками
збудження ax та by

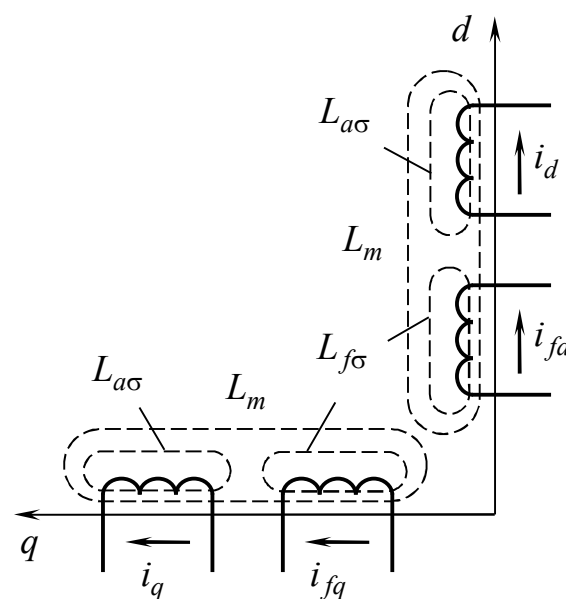


Рисунок 1.2 Модель перетвореної
синхронної машини із симетричним
ротором в осях d та q

Регулювання збудження в поперечній обмотці збудження здійснюється по відхиленню кута вильоту ротора і його першим двом похідним з корекцією уставки регулятора, що забезпечує розвантаження обмотки в сталих режимах роботи генератора [5]. Це дозволяє забезпечити стійкість режимів глибокого споживання реактивної потужності і забезпечити інтенсивне демпфірування коливань при роботі генератора в режимах як видачі, так і споживання реактивної потужності, запобігаючи розвитку ємнісного самозбудження. Як показано в [6], регулювання збудження в поперечній осі дозволяє ефективно демпфірувати малі коливання в системі тільки при кутах вильоту ротора, близьких до 0° або 180° . В області кутів вильоту ротора $\pm 90^\circ$ подібне регулювання не діюче, але досить ефективно регулювання в подовжній обмотці. Таким чином, генератори з поперечною керуючою обмоткою на роторі здатні стійко працювати при будь-яких активних і реактивних навантаженнях, що обмежуються тільки умовами нагрівання. З іншої сторони вони мають більш високий рівень динамічної

стійкості в порівнянні зі звичайними турбогенераторами одноосьового збудження [7]. Короткочасне форсування збудження в поперечній осі підвищує межі стійкості генератора в режимах видачі й особливо в режимах споживання реактивної потужності, але найбільші межі досягаються у випадку спільної форсованої зміни збудження в подовжній і поперечній осях.

У роботі [8] розглянуте застосування синхронних генераторів подовжньо-поперечного збудження як генератори ударної потужності. Ефективність перетворення запасеної кінетичної енергії ротора синхронного ударного генератора в електромагнітну енергію визначається крутизною фронту хвилі наростання струму, що може бути забезпечено форсуванням збудження. Додаткова поперечна обмотка збудження дозволяє одержати більш швидке наростання ЕРС і струму якоря, якщо подавати на неї струм такого напрямку, при якому магнітне поле індуктора повертається убік обертання ротора. При цьому, природно, швидкість повороту поля буде тим більше, чим більша прикладена до поперечної обмотки напруга і чим менша її постійна часу. Для поліпшення енергетичних показників машини поперечну обмотку збудження краще живити не від генератора постійного струму, а підключаючи цю обмотку до попередньо зарядженого конденсатора.

Однак найбільш удалим упровадженням синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження в електроенергетику є асинхронізований турбогенератор потужністю 200 МВт типу АСТГ-200, що вперше був введений в експлуатацію в грудні 1985 року на Бурштинській ТЕС "Львівенерго" (Україна). Він призначений для роботи в нормальних режимах із синхронною частотою обертання, хоча принципово дозволяє працювати в усталених режимах з деяким, щоправда незначним, ковзанням [9, 10]. Саме з цієї причини турбогенератор був названий асинхронізованим.

Статор АСТГ-200 практично не відрізняється від статора серійного синхронного турбогенератора ТГВ-200М. Його особливістю є конструкція торцевих зон сердечника, де прийняті міри для зменшення їхнього нагрівання в режимах споживання реактивної потужності. З цією метою між натискними

фланцями і натискними пальцями розташований немагнітний екран, виконаний з аркушів міді.

Ротор АСТГ-200 виконаний з цільної сталеві поковки і має дві однакові зрушені одна відносно одної на кут 90 електричних градусів обмотки. На кінці вала ротора мається чотири контактних кільця, по два кільця на кожну обмотку. Через ці кільця обмотки живляться від двох реверсивних керованих тиристорних збудників.

Автоматичний регулятор збудження генератора містить два канали регулювання, які дозволяють незалежно регулювати момент (активну потужність) і напруга (реактивну потужність) турбогенератора (рис. 1.3). Причому збільшення струму збудження в кожній обмотці задається обома каналами в комбінації з тригонометричними функціями кута вильоту ротора. Крім того, канал регулювання активної потужності містить зворотні зв'язки по куту вильоту ротора і його частоті обертання, що дозволяє значно підвищити стійкість роботи генератора, особливо в режимах глибокого споживання реактивної потужності. Для забезпечення рівномірного теплового навантаження індуктора, в автоматичному регуляторі передбачений блок, у якому порівнюються один з одним миттєві значення струмів в обмотках збудження. Якщо вони виявляються різними, то надходить команда на поворот ротора доти, поки він не займе положення, при якому струми будуть однакові.

Результуюча МРС збудження АСТГ-200, що є геометричною сумою МРС подовжньої і поперечної обмоток збудження, майже в $\sqrt{2}$ раз менша, ніж синхронного турбогенератора одноосьового збудження. З цієї причини в АСТГ-200 зона режимів генерування реактивної потужності трохи менша, ніж у турбогенераторі ТГВ-200М. Однак область режимів споживання реактивної потужності обмежена лише номінальними значеннями струму якоря, тоді як у ТГВ-200М ця область значно обмежена умовами збереження стійкості роботи.

Генератор має високу "живучість" до несправностей у системах збудження і регулювання. При повному виході з ладу одного зі збудників або обмотки збудження, АСТГ може необмежено довго працювати із збудження тільки по

одній осі. У цьому випадку він здобуває властивості синхронного турбогенератора одноосьового збудження і може нести до 80% номінального навантаження в сталому режимі. Якщо відбудеться відмовлення обох збудників, АСТГ може бути переведений у некерований асинхронний режим із замкнутими накоротко обмотками збудження. Наявність симетричної двухфазної системи обмоток збудження забезпечує створення жорсткої асинхронної характеристики з відносно високим значенням максимального електромагнітного моменту. Однак, генератор у такому режимі не може експлуатуватися довгостроково. Зокрема, він може нести номінальне навантаження протягом 15...20 хвилин.

Результати іспитів дослідно-промислового і головного турбогенераторів типу АСТГ-200, а також дані експлуатації свідчать, що АСТГ позитивно впливає на синхронні турбогенератори, що працюють паралельно з ним. Загасання коливань роторів останніх відбувається швидше. Значно швидше загасають електромагнітні перехідні процеси, знижується посадка напруги на шинах після відключення короткого замикання.

Процес регулювання реактивної потужності в АСТГ не вимагає зміни кутового положення ротора, є тільки електромагнітним і, відповідно, забезпечує більш швидкісне реагування на зміну напруги в системі, чим у турбогенераторах одноосьового збудження. Застосування АСТГ в енергосистемі сприяє підвищенню стійкості роботи електростанції [11].

Раціональне впровадження турбогенераторів типу АСТГ в енергосистемах є стратегічним напрямком розвитку електроенергетики України. Його реалізація дасть можливість скоротити на 5...10% технологічні втрати електроенергії в мережах [12].

1.1.2. Синхронні двигуни. У [13, 5] розглянутий вплив регулювання збудження в поперечній осі синхронного двигуна на його динамічні властивості. У результаті дослідження зроблений висновок, що регулювання збудження в поперечній осі ефективно впливає на заспокоєння коливань ротора двигуна. При цьому потужність поперечної обмотки може бути прийнята рівною 10...15 % від потужності подовжньої обмотки збудження [3].

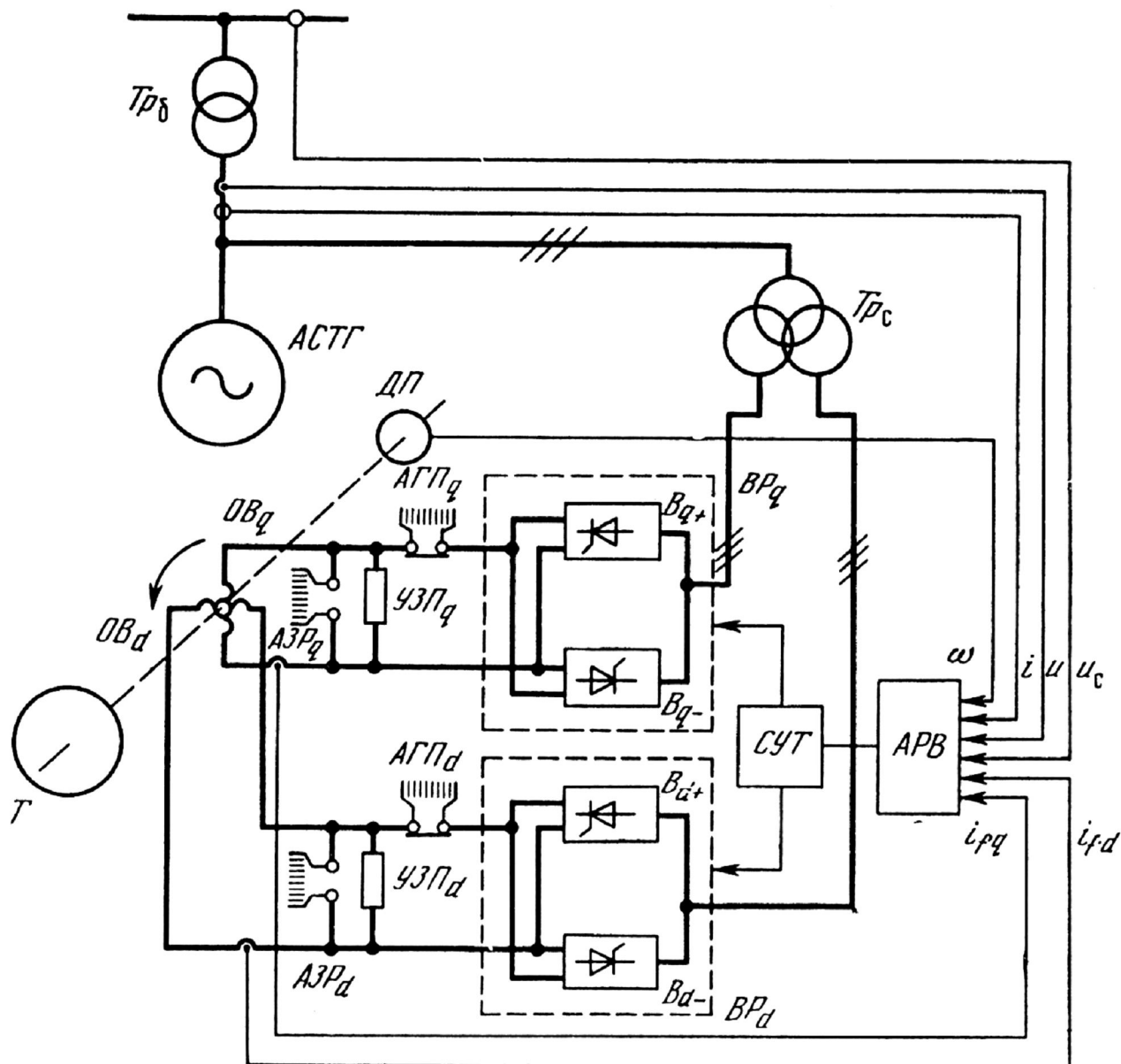


Рисунок 1.3. Структурна схема системи збудження турбогенератора типу АСТГ-200:

АГП (автомат гасіння поля; УЗП (пристрій захисту обмоток збудження від перенапруги; АЗР (автомати замикання обмоток збудження накоротко; ВР (реверсивні тиристорні збудники; ДП (датчик положення ротора; ОВd (подовжня обмотка збудження; ОВq (поперечна обмотки збудження; В (комплекти випрямлячів; СУТ (системи управління тиристорами; Т (тахогенератор; Трс (узгоджуючий трансформатор; Трб (блокувальний трансформатор; АРВ (автоматичний регулятор збудження.

У роботі [5] значна увага приділена проблемам синтезу структури системи автоматичного регулювання на прикладі синхронного двигуна. У результаті було показано, що регулювання збудження в поперечній осі дозволяє істотно розширити діапазон стійких режимів роботи системи й інтенсивно демпфірувати малі і великі коливання.

У [13] розглянуті коливання ротора й інших режимних величин синхронної машини, коли в якості збурювання діють зміни напруги мережі по модулі і по фазі. Встановлено, що основною причиною значних коливань синхронної машини, що працює в мережі з різкою зміною навантаження, є синусоїдальні коливання напруги мережі по фазі. Показано, що ефективним засобом інтенсивного демпфірування резонансних коливань є регулювання напруги в поперечній осі.

1.1.3. Синхронні компенсатори. Підвищення напруги і довжини електричних мереж, ріст коефіцієнта потужності споживачів, застосування кабельних ліній і статичних конденсаторів у свій час порушили питання про необхідність компенсувати надлишок реактивної потужності в періоди провалу активних навантажень. У такі періоди генеруєма лініями електропередач реактивна потужність (ємнісна) перевищує індуктивну потужність, споживану навантаженням. У результаті на окремих ділянках мережі значно зростає напруга. Для підтримки необхідного рівня напруги застосовуються шунтуючі реактори, поперечна компенсація ємнісної провідності ліній, робота синхронних генераторів і компенсаторів у режимі недозбудження.

Синхронні компенсатори є експлуатаційно найбільш надійними і дешевими джерелами реактивної потужності реверсивної дії. У режимі видачі реактивної потужності вони допускають значні короткочасні перевантаження, однак, у режимі споживання вони мають значно меншу потужність. Це зв'язано з відносно великими значеннями синхронних індуктивних опорів існуючих машин ($x_d = 1,5 \dots 2$ в.о., $x_q = 1,2 \dots 1,7$ в.о.). Звичайний синхронний компенсатор з нереверсивним збудженням за умовою стійкості може споживати реактивну

потужність $Q = -U^2/x_d$, а при реверсивному збудженні та спеціальному регулюванні по куту $Q = -U^2/x_q$, при цьому ніякі перевантаження неможливі [14]. Таким чином, у режимах споживання синхронні компенсатори не довантажені більш ніж на 30...40 % Застосування негативного збудження у випадку реверсивного регулювання не дозволяє значно підвищити використання компенсатора, тому що внаслідок малих активних навантажень застосування автоматичного регулювання в подовжній осі виявляється недостатньо ефективним. Для підвищення ефективності регулювання збудження синхронних компенсаторів у деяких роботах [15, 16, 17] пропонувалося використовувати поперечну обмотку збудження.

На основі теоретичного аналізу рівнянь синхронної машини повздошно-поперечного збудження в малих відхиленнях у статті [18] було показано, що регулювання збудження в поперечній осі дозволяє істотно збільшити споживану реактивну потужність при збереженні усталеної роботи. Ефективність регулювання в поперечній обмотці обумовлене тим, що при малих значеннях кута вильоту ротора відхилення струму в ній викликає негайну зміну електромагнітного моменту, у той час як варіація струму збудження по подовжній осі в цих умовах ніяких додаткових моментів не викликає. Регулювання струму в цій обмотці дозволяє не тільки утримувати ротор, але й інтенсивно гасити коливання кута. Пропорційне регулювання по куту вильоту ротора при коефіцієнті підсилення $k_{\delta 0} = U(x_q - x'_q)/x'_q$ дозволяє одержати максимальну споживану реактивну потужність $Q_{max} = -U^2/x'_q$ [19]. Введення додаткового регулювання по першій похідній кута дає можливість: по-перше, збільшити можливе значення споживаної реактивної потужності; по-друге, значно обмежити вплив постійних часу елементів системи збудження .

У статті [14] було експериментально підтверджене, що синхронний компенсатор з керуючою малопотужною поперечною обмоткою збудження на роторі і реверсивною системою збудження здатний довгостроково працювати в режимі споживання реактивної потужності, яка дорівнює номінальній, а також

короткочасно (за умовами нагрівання) і значно вище за номінальну. Регулювання в поперечній осі здійснювалося по відхиленню і першій похідній кута вильоту ротора, а споживана поперечною обмоткою потужність складала менше 1% номінального значення потужності основної подовжньої обмотки збудження.

У роботі [18] була обґрунтована можливість переходу синхронного компенсатора з поперечною керуючою обмоткою на роторі з режиму видачі в режим споживання реактивної потужності при спеціальному регулюванні в двох осях шляхом повороту ротора на 180 електричних градусів. Це дозволяє використовувати нереверсивну систему збудження в подовжній осі. Регулювання в поперечній осі здійснювалося по відхиленню кута вильоту ротора δ і його першим двом похідним. Аналіз стійкості показав, що при роботі синхронного компенсатора з кутами $\delta = 0$ і $\delta = 180^\circ$ стає можливим: по-перше, виключити взаємовплив подовжнього і поперечного регулювання; по-друге, інтенсивно демпфірувати коливання ротора при збурюваннях у мережі за допомогою обраного регулювання в поперечній осі.

1.2 Статична стійкість роботи синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження на потужну мережу без урахування перехідних процесів у обмотках.

Найбільше поширення отримала конструкція з кутом зсуву 90 електричних градусів. Вона (рис. 1.1) передбачає розміщення на роторі двох взаємно перпендикулярних обмоток збудження та, по-перше, виключає ефект взаємоіндукції обмоток збудження; по-друге, дозволяє отримати більш високі показники у відношенні стійкості та керованості.

Обмотка збудження, що створює магнітний потік в напрямку осі d , називається подовжньою, а її параметри мають індекс fd ; обмотка, що створює потік в осі q , називається поперечною, а її параметри мають індекс fq .

Якщо струм є лише в подовжній обмотці збудження, то зображуючий вектор ЕРС, що наводиться в обмотці якоря полем збудження, завжди буде співпадати із

поперечною віссю q , як у синхронній машині класичної конструкції. Але у випадку регулювання збудження в поперечній вісі, сумарна ЕРС буде відхилитися від положення осі q відповідним чином. Тому для визначення положення зображуючого вектора напруги відносно сумарної ЕРС збудження та осі q в теорії синхронних машин подовжньо-поперечного збудження введені два кути. Кут навантаження β – це кут між зображуючими векторами напруги якоря та сумарної ЕРС збудження. Кут вильоту ротора Θ – це кут між зображуючим вектором напруги якоря та віссю q .

На рисунку 1.4 представлена спрощена векторна діаграма подовжньо-поперечної машини без урахування падіння напруги на активному опорі якоря. На ньому наступні позначення: E_{fd} та E_{fq} – зображуючі вектори ЕРС, що індукуються в обмотці якоря відповідно подовжньою та поперечною обмотками збудження; E_{Σ} – зображуючий вектор сумарної ЕРС, що індукується полем збудження в обмотці якоря; U та I – зображуючі вектори напруги та струму якоря; $jI_a x_a$ – падіння напруги на головному синхронному індуктивному опорі синхронної машини x_a , що характеризує вплив реакції якоря та потоків розсіювання на величину напруги якоря під навантаженням.

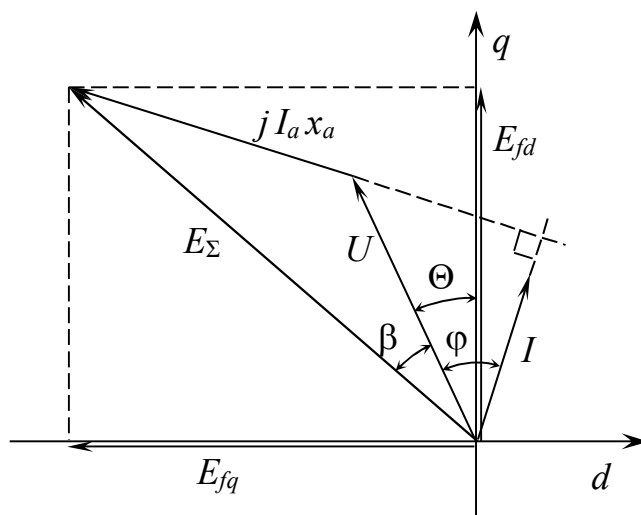


Рисунок 1.4. Спрощена векторна діаграма синхронної машини подовжньо поперечного збудження

На рис. 1.4 кут Θ є від'ємним, а кут β – позитивним.

Для неявнополюсної синхронної машини кожна з обмоток буде створювати свою електромагнітну потужність:

$$\text{- подовжня обмотка } P_d(\delta) = \frac{E_{fd} U}{x_a} \sin(\Theta);$$

$$\text{- поперечна обмотка } P_q(\delta) = \frac{E_{fq} U}{x_a} \cos(\Theta).$$

Сумарна електромагнітна потужність синхронної машини буде визначатися наступним чином:

$$P = P_q(\Theta) + P_d(\Theta) = \frac{E_{fq} U}{x_a} \cos(\Theta) + \frac{E_{fd} U}{x_a} \sin(\Theta) = \frac{E_{\Sigma} U}{x_a} \sin(\beta).$$

Залежність P від кута навантаження β така ж, як і у синхронних машин класичної конструкції, і при нерегульованому збудженні ці машини нічим не відрізняються.

Розглянемо спочатку регулювання лише в подовжній осі по куту вильоту ротора Θ ($E_{fq} = 0$). Статична стійкість машини визначається позитивним значенням синхронізуючої потужності, що являє собою похідну від електромагнітної потужності по змінному параметру, яким при сталих значеннях напруги якоря та струму збудження виступає кут вильоту ротора Θ :

$$P_{\text{синхр.}} = \frac{dP}{d\Theta} = \frac{E_{fd} U}{x_a} \cos(\Theta) \geq 0.$$

Тобто машина статично стійко буде працювати у діапазоні зміни кута Θ від нуля до ± 90 електричних градусів. В реальних режимах у зв'язку із постійно діючими збуреннями, вібраціями, коливаннями режимних параметрів та дією інших факторів статична стійкість порушується при менших значеннях кута Θ , який при одноосьовому збудженні дорівнює куту навантаження β . Введемо позитивний зворотній зв'язок по зміні кута Θ у регулювання збудження по подовжній вісі ($E_{fq} = 0$):

$$E_{fd \approx} = E_{fd} + k_d \Delta\Theta;$$

$$P_d(\Theta) = \frac{(E_{fd} + k_d \Delta\Theta)U}{x_a} \sin(\Theta);$$

$$P_{\text{синхр.}} = \frac{dP}{d\Theta} = \frac{E_{fd}U}{x_a} \cos(\Theta) + \frac{k_d U}{x_a} \sin(\Theta) \geq 0;$$

$$\text{tg}(\Theta) \leq -\frac{E_{fd}}{k_d}; \quad \text{tg}(\Theta_{\text{крит.}}) = -\frac{E_{fd}}{k_d}.$$

Таким чином критичний кут вильоту ротора $\Theta_{\text{крит.}}$, при якому порушується статична стійкість роботи синхронної машини, буде вже більший за 90 електричних градусів, що підтверджується від'ємністю тангенса кута Θ . Слід також зауважити, що регулювання в подовжній осі по куту Θ найбільш ефективно при кутах близьких до 90 градусів ($\sin(\Theta) = 1$) та найменш ефективно при кутах близьких до 0 градусів ($\sin(\Theta) = 0$).

Введемо позитивний зворотній зв'язок по зміні кута Θ у регулювання збудження по поперечній та подовжній вісях й оцінимо, як це вплине на статичну стійкість машини:

$$E_{fq} \approx E_{fq} + k_q \Delta\Theta; \quad E_{fd} \approx E_{fd} + k_d \Delta\Theta;$$

$$P(\Theta) = \frac{(E_{fd} + k_d \Delta\Theta)U}{x_a} \sin(\Theta) + \frac{(E_{fq} + k_q \Delta\Theta)U}{x_a} \cos(\Theta);$$

$$P_{\text{синхр.}} = \frac{dP}{d\Theta} = \frac{E_{fd}U}{x_a} \cos(\Theta) - \frac{E_{fq}U}{x_a} \sin(\Theta) + \frac{k_d U}{x_a} \sin(\Theta) + \frac{k_q U}{x_a} \cos(\Theta) \geq 0. \quad (1.1)$$

Для подальшого аналізу отриманого критерію стійкості розглянемо першу половину виразу:

$$\frac{E_{fd}U}{x_a} \cos(\Theta) - \frac{E_{fq}U}{x_a} \sin(\Theta) =$$

$$= \frac{E_{\Sigma} \cos(\beta - \Theta)U}{x_a} \cos(\Theta) - \frac{E_{\Sigma} \sin(\beta - \Theta)U}{x_a} \sin(\Theta) = \frac{E_{\Sigma} U}{x_a} \cos(\beta).$$

З теорії відомий вираз реактивної потужності для синхронних машин неявнополюсної конструкції:

$$Q = \frac{E_{\Sigma} U}{x_a} \cos(\beta) - \frac{U^2}{x_a}.$$

Враховуючи вищезазначене, критерій стійкості переписеться наступним чином:

$$Q + \frac{U^2}{x_a} + \frac{k_d U}{x_a} \sin(\Theta) + \frac{k_q U}{x_a} \cos(\Theta) \geq 0.$$

Як бачимо, регулювання в поперечній вісі більш ефективно при кутах близьких до 0 градусів ($\cos(\Theta) = 1$) та найменш ефективно при кутах близьких до 90 градусів ($\cos(\Theta) = 0$).

Якщо коефіцієнти підсилення k_d та k_q змінювати в залежності від тригонометричних функцій кута Θ

$$k_d = a \sin(\Theta); k_q = a \cos(\Theta),$$

критерій стійкості не буде залежати від кута вильоту ротора

$$Q + \frac{U^2}{x_a} + \frac{a U}{x_a} \geq 0,$$

таким чином шляхом підвищення коефіцієнта a можна істотно розширити межі статично стійких режимів до меж припустимих та забезпечити стійку роботу незалежно від кута вильоту ротору, що дозволяє, наприклад, забезпечити $E_{fd} = E_{fq}$ в усіх усталених режимах та однаковий тепловий режим обох обмоток збудження, тобто рівномірний нагрів ротора.

Якщо в кожному усталеному режимі підбирати такі значення E_{fd} та E_{fq} , щоб кут вильоту ротора $\Theta = 0$, критерій стійкості (1.1) переписеться наступним чином:

$$P_{\text{синхр.}} = \frac{dP}{d\Theta} = \frac{E_{fd} U}{x_a} + \frac{k_q U}{x_a} \geq 0,$$

тобто зворотній зв'язок по куту навантаження достатньо ввести лише у поперечній осі, істотно підвищуючи запас стійкості та розширюючи межі стійкої роботи. Цей засіб регулювання цікавий тим, що для підтримки $\Theta = 0$ необхідно регулювати E_{fd} пропорційно реактивній складовій струму якоря, а E_{fq} пропорційно активній складовій, що дуже легко реалізується на практиці. Але, на відміну від раніше розглянутого принципу регулювання, рівномірний нагрів ротора можливий лише в одному конкретному режимі.

1.3. Конструктивні особливості синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, що працює у скомпенсованому режимі

Як показано у попередньому пункті, найбільш ефективним є регулювання в поперечній осі при малих кутах вильоту ротора, тобто коли кут між вектором напруги і поперечною віссю індуктора мінімальний. Це і деякі інші фактори привели до ідеї скомпенсованого синхронного генератора (СкСГ).

Під СкСГ розуміється синхронний генератор подовжньо-поперечного збудження, у якому магніторушійна сила (МРС) поперечної обмотки збудження цілком компенсує МРС поперечної реакції якоря. В цьому випадку кут вильоту ротора в усіх усталених режимах дорівнює нулеві, а подовжня та поперечна складові струму якоря одночасно являються відповідно реактивною та активною складовими.

У зв'язку з тим, що серійне виробництво синхронних машин подовжньо-поперечного збудження ще не освоєно, то проектування безщіткового СкСГ будемо виконувати, виходячи з існуючих методик розрахунку асинхронних і синхронних машин. Але для початку розглянемо конструктивні особливості проектованого генератора, що по суті своєї є синхронною неявнополюсною машиною подовжньо-поперечного збудження з двома симетричними обмотками, що зрушені одна відносно одної на 90 електричних градусів. Для аналізу форми поля збудження СкСГ порівняємо його з полем неявнополюсного синхронного генератора одноосьового збудження. Для чого, зневажаючи насиченням, досить

розглянути співвідношення гармонік МРС. Якщо зневажити зубцевими гармоніками і розглядати МРС обмоток збудження як рівнобічну трапецію (рис. 1.5), розподіл МРС обмотки збудження можна представити у виді ряду Фур'є:

$$F(\alpha) = F_m \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sin(n\alpha);$$

$$b_n = \frac{2}{\pi} \int_0^{\gamma} \frac{\alpha}{\gamma} \sin(n\alpha) d\alpha + \frac{2}{\pi} \int_{\gamma}^{\pi-\gamma} \sin(n\alpha) d\alpha + \frac{2}{\pi} \int_{\pi-\gamma}^{\pi} \frac{\pi-\alpha}{\gamma} \sin(n\alpha) d\alpha;$$

$$b_n = \frac{4}{\pi n^2 \gamma} \sin\left(n \frac{\pi}{2}\right) \cos\left(n \left[\gamma - \frac{\pi}{2}\right]\right),$$

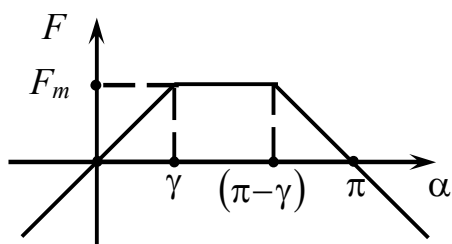


Рисунок 1.5. МРС обмоток збудження

де b_n – вагові коефіцієнт гармоніки; n – номер гармоніки; F_m – максимальне значення МРС обмотки збудження.

В одноосьовому синхронному генераторі обмотка індуктора займає дві третини полюсного розподілу, тобто $\gamma = \pi/3$ і

$$b_{cn} = \frac{12}{\pi^2 n^2} \sin\left(n \frac{\pi}{2}\right) \cos\left(n \frac{\pi}{6}\right).$$

У випадку симетричної двофазної обмотки $\gamma = \pi/4$

$$b_{скn} = \frac{16}{\pi^2 n^2} \sin\left(n \frac{\pi}{2}\right) \cos\left(n \frac{\pi}{4}\right).$$

Врахуємо той факт, що, по-перше, обмотки збудження СкСГ двошарові і шари зрушені один відносно одного на β електричних градусів, а по-друге, співвідношення струмів у подовжній і поперечній обмотці визначається коефіцієнтом $i = I_{fq} / I_{fd}$:

$$\begin{aligned}
F(\alpha) &= F_m \sum_{n=1}^{\infty} b_{\text{СК}_n} \left(\sin \alpha + \sin(n(\alpha - \beta)) + i \sin \left(n \left(\alpha - \frac{\pi}{2} \right) \right) + i \sin \left(n \left(\alpha - \beta - \frac{\pi}{2} \right) \right) \right) = \\
&= F_m \sum_{n=1}^{\infty} b'_{\text{СК}_n} \sin(n\alpha + \beta'_n); \\
b'_{\text{СК}_n} &= b_{\text{СК}_n} \sqrt{\left(1 + \cos(n\beta) + i \cos \left(n \frac{\pi}{2} \right) + i \cos \left(n \left(\beta + \frac{\pi}{2} \right) \right) \right)^2 + \\
&\quad + \left(\sin(n\beta) + i \sin \left(n \frac{\pi}{2} \right) + i \sin \left(n \left(\beta + \frac{\pi}{2} \right) \right) \right)^2}.
\end{aligned}$$

Надалі параметрам СКСГ буде присвоюватися індекс "ск", а параметрам одноосьового синхронного генератора – індекс "с".

У таблиці 1.1 представлені співвідношення вищих гармонік до першого і коефіцієнт несинусоїдальності k_u при різних β (співвідношення струмів у симетричних обмотках збудження на гармонійний склад не впливають)

$$k_u = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} b_n^2} / b_1$$

Як видно з таблиці, при відсутності укорочення шагу результуюча МРС збудження СКСГ містить високий відсоток третьої гармоніки, що призводить до значного збільшення додаткових втрат і істотного впливу зазначеної гармоніки на насичення окремих ділянок магнітного кола. У той же час при укороченні шагу на 60 електричних градусів гармонійний склад МРС збудження СКСГ ідентичний складові МРС одноосьового СГ. У цьому випадку відсутні гармоніки кратні трьом, але зменшується амплітуда МРС першої гармоніки в $\sqrt{3}/2 \approx 0,866$ раз.

Нехай в обмотках збудження обох генераторів, що мають однакові геометричні параметри індукторів протікають однакові струми. Тоді максимальні значення МРС обмоток збудження СКСГ і одноосьового СГ співвідносяться як:
 $F_{\text{СКМ}} / F_{\text{СМ}} = \gamma_{\text{СК}} / \gamma_{\text{С}} = 3/4$. Оцінимо амплітуди МРС першої гармоніки:

$$- \text{одноосьовий СГ: } F_{\text{С1}} = F_{\text{СМ}} b_{\text{С1}} = F_{\text{СМ}} \frac{12}{\pi^2} \sin \frac{\pi}{2} \cos \frac{\pi}{6} = F_{\text{СМ}} \frac{6\sqrt{3}}{\pi^2} \approx 1,05 F_{\text{СМ}};$$

$$- \text{СкСГ } (\beta = 0): F_{\text{ск1}} = F_{\text{скм}} b'_{\text{ск1}} = \frac{3}{4} F_{\text{см}} \frac{16\sqrt{2}}{\pi^2} \sin \frac{\pi}{2} \cos \frac{\pi}{4} = F_{\text{см}} \frac{12}{\pi^2} \approx 1,22 F_{\text{см}};$$

$$- \text{СкСГ } \left(\beta = \frac{\pi}{3} \right): F_{\text{ск1}} = F_{\text{скм}} b'_{\text{ск1}} = \frac{3}{4} F_{\text{см}} \frac{16\sqrt{6}}{2\pi^2} \sin \frac{\pi}{2} \cos \frac{\pi}{4} = F_{\text{см}} \frac{6\sqrt{3}}{\pi^2} \approx 1,05 F_{\text{см}}.$$

Таблиця 1.1

Співвідношення вищих гармонік до першої і коефіцієнт несинусоїдальності k_u при різних β

b_n/b_1	Одно- осьовий СГ	СкСГ із симетричною двофазною двошаровою обмоткою з укороченням шагу β			
		$\pi/3$	$4\pi/18$	$2\pi/18$	0
3	0	0	0,059	0,098	0,111
5	0,04	0,04	0,0074	0,026	0,04
7	0,02	0,02	0,017	0,0071	0,02
9	0	0	0,013	0	0,012
k_u	0,046	0,046	0,064	0,102	0,121

Як видно з табл.1.1, амплітуди МРС основних гармонік одноосьового СГ і СкСГ ($\beta = \pi/3$) при однакових струмах в обмотках збудження рівні. Однак в одноосьовому СГ обмотка індуктора займає дві третини полюсного розподілу, у той час як у СкСГ обмотки індуктора займають весь полюсний розподіл. Унаслідок чого значно зростають активні втрати в роторі.

У літературі [21] були розглянуті співвідношення основних розмірів і параметрів синхронної машини одноосьового і подовжньо-поперечного збудження при однакових потужностях, напрузі статора, числах пар полюсів і номінальній частоті статора. У цій роботі було показано, що для забезпечення нормального тепловідводу в синхронній машині подовжньо-поперечного збудження із симетричними обмотками на індукторі необхідно збільшити діаметр ротора на 6...11 %. При цьому зовнішній діаметр зростає в середньому на 6 %, а

маса на 12 %. Що стосується основних параметрів, то помітних змін перетерплюють у цьому випадку тільки параметри обмотки збудження. Так стала часу обмотки збудження при розімкнутій обмотці статора приблизно в 1,25 – 1,35 рази, а при замкнутій у 1,05 – 1,25 рази менша, ніж у СГ одноосьового збудження.

Для суднових синхронних генераторів головний синхронний індуктивний опір складає приблизно $x_a \approx 2$ в.о., а номінальний коефіцієнт потужності складає $\cos\varphi = 0,8$. Тоді для забезпечення номінальної напруги якоря ($U = 1$ в.о.) при номінальному навантаженні ($I = 1$ в.о.) необхідно, щоб ЕРС збудження E_{fd} СкСГ:

$$E_{fd} = E_{fd0} + x_a I \sin(\varphi) = 1 + 2 \cdot 1 \cdot 0,6 = 2,2 \text{ в.о.};$$

$$E_{fq} = x_a I \cos(\varphi) = 2 \cdot 1 \cdot 0,8 = 1,6 \text{ в.о.}$$

Якщо врахувати, що в поперечній осі СкСГ сумарна МРС збудження і реакції якоря дорівнює нулеві, то магнітний ланцюг у поперечній осі є ненасиченим. У той же час для забезпечення необхідного рівня подовжньої ЕРС збудження МРС подовжньої обмотки збудження повинна бути збільшена на 20...30 % для компенсації насичення магнітного ланцюга. У такий спосіб для СкСГ у розглянутому режимі співвідношення МРС обмоток збудження буде знаходитися в наступних межах $F_{fd} / F_{fq} = 1,2...1,3$ $E_{fd} / E_{fq} = 1,65...1,79$. Тобто, співвідношення струмів у симетричних обмотках збудження буде приблизно дорівнювати двом. У подібній ситуації подовжня обмотка збудження відносно поперечної буде перевантажена. Для більш раціонального використання обмоток і більш рівномірного розподілу теплового навантаження по окружності ротора доцільно, щоб МРС подовжньої була в два рази більша за МРС поперечної обмотки при однакових струмах збудження. Це можна здійснити, якщо використовувати двофазну несиметричну обмотку збудження, у якій подовжня буде займати дві третини полюсного розподілу ($\gamma = \pi/3$), а поперечна – третину ($\gamma = \pi/6$). У цьому випадку розподіл МДС збудження в повітряному зазорі:

$$F(\alpha) = F_m \sum_{n=1}^{\infty} b''_{\text{СК}_n} \sin(n\alpha + \beta''_n),$$

$$|b''_{\text{СК}_n}| = \left| \frac{6}{\pi^2 n^2} \sin\left(\frac{n\pi}{2}\right) \right| \cdot$$

$$\sqrt{\left[\cos\left(\frac{n\pi}{6}\right) [1 + \cos(n\beta)] + 2 \cos\left(\frac{n\pi}{3}\right) \left(i \cos\left(\frac{n\pi}{2}\right) + i \cos\left[n\left(\beta + \frac{\pi}{2}\right)\right] \right) \right]^2 +$$

$$+ \left[\cos\left(\frac{n\pi}{6}\right) \sin(n\beta) + 2 \cos\left(\frac{n\pi}{3}\right) \left(i \sin\left(\frac{n\pi}{2}\right) + i \sin\left[n\left(\beta + \frac{\pi}{2}\right)\right] \right) \right]^2}.$$

Гармонійний склад розглянутої обмотки залежить як від укорочення кроку, так і від співвідношення МРС обмоток i . Однак, при $\beta = \pi/3$ гармонійний склад відповідає складові одноосьового синхронного генератора і не залежить від i :

$$|b''_{\text{СК}_n}| = \left| \frac{6}{\pi^2 n^2} \sin\left(\frac{n\pi}{2}\right) \cdot \cos\left(\frac{n\pi}{6}\right) \right| \sqrt{3 + 4i^2}.$$

Саме цей тип обмотки може бути рекомендований для СкСГ у складі СЕЕС. Крім того, при однакових поперечних перерізах елементарного провідника, кількості паралельних гілок і кількості ефективних провідників у пазу постійна часу поперечної обмотки збудження буде приблизно в два рази менше аналогічного параметра подовжньої обмотки збудження. Це впливає з того факту, що постійна часу визначається співвідношенням індуктивності й активного опору обмотки. У той же час індуктивність обмотки пропорційна квадрату кількості витків $L_f \sim w_f^2$, а активний опір – $R_f \sim w_f$. Таким чином, співвідношення постійних часу обмоток збудження:

$$\frac{T_{fd}}{T_{fq}} = \frac{L_{fd} R_{fq}}{R_{fd} L_{fq}} \approx \frac{w_{fd}^2 w_{fq}}{w_{fd} w_{fq}^2} \approx \frac{w_{fd}}{w_{fq}} = 2.$$

1.4. Висновки до розділу 1

1.4.1. Синхронні машини подовжньо-поперечного збудження при належному регулюванні мають більший діапазон стійких робочих режимів та більш високі показники стійкості у порівнянні із генераторами одноосьового збудження.

1.4.2. При малих кутах вильоту ротора регулювання збудження в поперечній осі дозволяє найбільш ефективно впливати на електромагнітний момент та демпфувати малі механічні коливання машини.

1.4.3. Скомпенсований синхронний генератор представляю собою генератор с подовжньо-поперечним збудженням, в якому шляхом відповідного регулювання збудження кут вильоту ротора підтримується таким, що дорівнює нулю.

1.4.4. Для більш раціонального використання обмоток збудження СкСГ доцільно, щоб МРС подовжньої обмотки була в два рази більша ніж МРС поперечної обмотки при однакових струмах збудження. Цього можна досягти, якщо використовувати двофазну несиметричну обмотку збудження, в якій подовжня буде займати дві третини полюсного розподілу, а поперечна – третину.

1.4.5. Гармонійний склад розглянутої обмотки залежить як від укорочення шагу β , так і від співвідношення струмів в обмотках i . Однак, при $\beta = \pi/3$ гармонійний склад відповідає складові одноосьового синхронного генератора і не залежить від i .

РОЗДІЛ 2. СИСТЕМА АВТОМАТИЧНОГО РЕГУЛЮВАННЯ НАПРУГИ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА ПОДОВЖНЬО-ПОПЕРЕЧНОГО ЗБУДЖЕННЯ, ЩО ПРАЦЮЄ У СКОМПЕНСОВАНОМУ РЕЖИМІ

2.1. Загальні відомості та вимоги до систем автоматичного регулювання збудження суднових синхронних генераторів

Створення надійної, якісної електроенергетичної системи неможливо без застосування надійних, точних та швидкодіючих регуляторів. Напряга мережі залежить від частоти змінного струму електроенергетичної системи, яка у свою чергу залежить від швидкості обертання первинного двигуна синхронного генератора. Відхилення напруги від номінального значення впливає негативно на роботу електрообладнання, а також, і на економічність роботи електроенергетичної системи.

Зниження напруги призводить до зменшення швидкості обертання електродвигунів, насосів, вентиляторів та до значного зниження їх продуктивності, а отже, до порушення нормального режиму роботи агрегатів системи. Крім того, зниження напруги призводить до зменшення ККД (коефіцієнта корисної дії) електродвигунів.

Отже, підтримання постійної напруги в електроенергетичній системі основна вимога нормальної роботи споживачів електроенергії.

Система автоматичного регулювання напруги (САРН) являє собою динамічну систему, що складається з об'єкта регулювання - синхронного генератора й автоматичного керуючого пристрою - автоматичного регулятора напруги (АРН), взаємодіючих між собою.

Регульованою (керованою) величиною САРН є напруга генератора, керуючою (регулюючою) величиною - напруга або струм збудження генератора. Основний зовнішній вплив на генератор і його вихідну напругу чинять струм навантаження і фаза струму навантаження генератора.

За принципом керування всі САРН поділяються на наступні типи:

- діючі по збурюванню (системи струмового і фазового компаундування);
- діючі по відхиленню регульованої величини;
- комбіновані системи, що діють одночасно по збурюванню і відхиленню.

До якості роботи САРН і синхронних генераторів, що використовуються в суднових електроенергетичних системах, пред'являються визначені вимоги. Найбільш значимі з них наступні:

- кожен генератор повинен мати окремий незалежний АРН;
- генератори повинні мати достатній резерв збудження для підтримки протягом двох хвилин номінальної напруги з точністю 10% при перевантаженні генератора струмом, рівним 150% номінального, з коефіцієнтом потужності 0,6;
- САРН повинно забезпечувати підтримку напруги в межах $\pm 2\%$ номінального значення при зміні навантаження з номінальним коефіцієнтом потужності від нуля до номінальної;
- різка зміна симетричного навантаження генератора, що працює на номінальній частоті обертання і при номінальній напрузі, не повинне викликати зниження напруги нижче 85% і підвищення вище 120% від номінального значення;
- після закінчення перехідного процесу напруга генератора повинна відновитися не більш ніж за 1,5 секунди з відхиленням від номінального значення в межах $\pm 3\%$ (у випадку відсутності точних даних про максимальне різке навантаження, що підключається до генератора, допускається аналіз ситуації підключення при роботі на холостому ході і подальшому відключенні 60% номінального навантаження з індуктивним коефіцієнтом потужності 0,4);
- відхилення від синусоїдальної форми напруги не повинне бути більш 5% від пікового значення основної гармоніки.

Вказані вимоги поступово посилювались і не виключено, що така тенденція збережеться надалі. Останнє пов'язано не тільки з досягненнями в області електротехніки й електромеханіки, але і зі зростаючими вимогами до якості електроенергії з боку споживачів. Це, безумовно, призводить до необхідності

подальшого розвитку й удосконалювання САРН.

При фазовому компаундуванні струм обмотки збудження визначається геометричною сумою струму компаундування, пропорційного струму якоря генератора, і струму підживлення від напруги, обумовленого напругою генератора:

$$U_{fd} = U_{fd0} + |k_u \dot{U}_r + jk_i \dot{I}_a|$$

де U_{fd} і U_{fd0} – поточна і початкова напруга збудження; I_a і \dot{U}_r – струм і напруга якоря генератора; k_i і k_u – коефіцієнти підсилення по каналі струму і напруги.

Таким чином, системи фазового компаундування дозволяють здійснити регулювання по двох основних збурюючих впливах: по модулі струму і по його фазовому зрушенню щодо напруги. По способу реалізації вони поділяються на:

системи з електричним підсумовуванням сигналів при послідовному і при паралельному включенні каналів струму і напруги;

системи з електромагнітним підсумовуванням при послідовному і при паралельному включенні каналів струму і напруги.

Системи компаундування з електричним підсумовуванням сигналів застосовують для синхронних генераторів, що мають високий опір обмотки збудження, з електромагнітним підсумовуванням сигналів - для генераторів з низьким опором обмотки збудження. Для електромагнітного підсумовування, що одержало найбільше поширення, використовуються трьохобмоткові і трьохстрижневі трансформатори (перші - при послідовному включенні каналів, другі - при паралельному).

Однак крім основних збурювань на систему впливають ряд другорядних впливів (зміна температури навколишнього середовища і параметрів окремих елементів, нелінійність статичних характеристик ряду вузлів, неідентичність характеристик однотипних машин і ін.). Зв'язок по основному збурюванню не реагує на зазначені впливи, і системи фазового компаундування дозволяють підтримувати напругу генераторів у статичних режимах з точністю 2,5 - 4%. Для

підвищення точності регулювання й усунення впливу другорядних факторів використовується зворотний зв'язок по відхиленню напруги генератора, що реалізується звичайно у виді коректора напруги.

У деяких системах регулювання напруги синхронних генераторів компаундування виконується ще і по швидкості обертання, оскільки її зміна є також збурюючим фактором.

Введення коректора напруги крім підвищення точності роботи системи дозволяє поліпшити умови самозбудження машини й одержати найбільш сприятливу форму перехідного процесу. По методу включення коректори комбіноване регулювання можна розділити на дві групи: із включенням на обмотку збудження і з включенням на той або інший елемент у ланцюзі перемінного струму системи регулювання.

Коректори другої групи можуть бути включені на обмотки керування трансформатора компаундування, керування дроселя отсоса, підмагнічування трансформатора струму або керування дроселів у ланцюзі збудження на стороні змінного струму.

Розвиток систем збудження й автоматичного регулювання напруги суднових синхронних генераторів, обумовлений, з одного боку, зростаючими вимогами до якості електроенергії, з іншого – вдосконаленням елементів автоматики і напівпровідникової техніки, сприяло поліпшенню характеристик регулювання напруги в динамічних режимах.

Реалізація комбінованого регулювання із сигналом по навантаженню в статичних системах збудження самозбудних синхронних генераторів, що витиснули у свій час електромашинні системи збудження, привела до помітного підвищення якості напруги. Однак досягнуте при цьому зменшення динамічного відхилення напруги і часу його відновлення не можна вважати достатнім для автономно працюючих генераторів. Цим, зокрема, пояснюється триваючий пошук нових законів регулювання і структур автоматичних регуляторів збудження.

Одним із продуктивних напрямків розвитку систем збудження суднових синхронних генераторів є застосування так званого сильного регулювання, що

успішно використовується в промисловій електроенергетиці. Головною особливістю сильного регулювання є інтенсивність зміни збудження при зміні режиму енергосистеми. Висока інтенсивність забезпечується застосуванням неінерційних елементів, підвищенням загального коефіцієнта підсилення регулятора, а також введенням спеціального закону регулювання, що враховує не тільки зміну параметрів режиму (струму, напруги, частоти), але і похідних від них.

Відомо, що якість регулювання будь-якої системи звичайно оцінюється двома основними показниками: точністю відпрацьовування задаючого впливу (напруги уставки у випадку АРН) і швидкодією.

З появою потужних напівпровідникових керованих пристроїв, зокрема тиристорів, задача швидкого підведення значної енергії керування стала відносно легко здійсненою. У результаті відкрилися широкі можливості для використання сильного регулювання. Однак специфіка суднових електроенергетичних систем вимагає при цьому деякої зміни законів регулювання в порівнянні зі звичайно застосовуваними.

Сильне регулювання забезпечує істотне підвищення якості напруги за рахунок зменшення динамічного відхилення і часу відновлення напруги в порівнянні, наприклад, з фазовим компаундуванням. Тривалість усього процесу стає порівнянною з тривалістю перехідних процесів у статорі генератора, і відновлення модуля зображаючого вектора напруги після миттєвого провалу завершується приблизно одночасно із закінченням цих процесів.

2.2. Закон регулювання збудження скомпенсованого синхронного генератора

Автоматичний регулятор збудження (АРЗ) визначає статичні і динамічні характеристики роботи генератора в складі енергосистеми. Таким чином, виникає необхідність у синтезі найбільш ефективного закону регулювання збудження. Дану задачу найбільш просто вирішити на основі аналізу передатної функції $S_{кСГ}$.

Для одержання передатної функції СкСГ запишемо рівняння електромагнітного контуру генератора у векторній формі у наступному виді:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt} (x_{af} \vec{i}_f + x_a \vec{i}) + r_a \vec{i} + j\omega (x_{af} \vec{i}_f + x_a \vec{i}) &= -\vec{U}_r; \\ \frac{d}{dt} (x_f \vec{i}_f + x_{fa} \vec{i}) + r_f \vec{i}_f &= \vec{U}_f; \\ \bar{\Psi} &= x_{af} \vec{i}_f + x_a \vec{i}; \quad \bar{\Psi}_f = x_f \vec{i}_f + x_{fa} \vec{i}. \end{aligned} \right\} \quad (2.1)$$

Тут рівняння записані в системі абсолютних одиниць і в синхронних секундах; x_a і x_f – власні реактивності обмоток якоря і збудження; x_{af} і x_{fa} – реактивності взаємоіндукції відповідно якірної з обмоткою збудження й обмотки збудження з якірною обмоткою. Як відомо, у даному випадку принцип взаємності не має місця і для трифазних машин: $x_{fa} = 2/3 x_{af}$.

При аналізі систем автоматичного регулювання рівняння, що описують систему, як правило, лінеаризуються. Тому запишемо систему (2.1) у варіаціях перемінних:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt} (x_{af} \delta \vec{i}_f + x_a \delta \vec{i}) + r_a \vec{i} + j\omega (x_{af} \delta \vec{i}_f + x_a \delta \vec{i}) &= -\delta \vec{U}_r; \\ \frac{d}{dt} (x_f \delta \vec{i}_f + x_{af} \delta \vec{i}) + r_f \delta \vec{i}_f &= \delta \vec{U}_f. \end{aligned} \right\}$$

Оскільки нас цікавить у даному конкретному випадку процес регулювання напруги, вважаємо, що частота обертання ротора $\omega = 1$ о.е. = const, отже $\delta\omega = 0$.

Нехай при $t=0$ $\delta \vec{i}(0) = 0$ і $\delta \vec{i}_f(0) = 0$, тобто розглядаємо вільний рух системи. Прийняте припущення дозволяє записати рівняння машини в операторній формі у виді (знак варіації δ надалі в перемінних опускаємо):

$$\left. \begin{aligned} (p + j\omega) x_{af} \vec{i}_f(p) + (p + j\omega) x_a \vec{i}(p) + r_a \vec{i}(p) &= -\vec{U}_r(p); \\ (p + \tau_{d0}) \vec{i}_f(p) + \frac{x_{fa}}{x_f} p \vec{i}(p) &= \frac{\vec{U}_f(p)}{X_f}. \end{aligned} \right\}$$

Тут $\tau_{d0} = 1/T_{d0}$; $T_{d0} = x_f/r_f$ (рад.) – постійна часу обмотки збудження при розімкнутому якорі в синхронних секундах або радіанах.

Приймаючи до уваги, що активний опір якорної обмотки на два порядки менший її реактивності, його неврахування практично не позначається на величині напруги при регулюванні, що дозволяє істотно спростити передатну функцію машини:

$$\left. \begin{aligned} (p + j\omega) x_{af} \vec{i}_f(p) + (p + j\omega) x_a \vec{i}(p) &= -\vec{U}_r(p); \\ (p + \tau_{d0}) \vec{i}_f(p) + \frac{x_{fa}}{x_f} p \vec{i}(p) &= \frac{\vec{U}_f(p)}{x_f}. \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

Розв'язавши систему (2.2) відносно $\vec{U}_r(p)$ і виразивши $\vec{i}_f(p)$ через $\vec{U}_f(p)$ і $\vec{i}(p)$, одержуємо:

$$\begin{aligned} \vec{i}_f(p) &= \frac{\vec{U}_f(p)}{x_f(p + \tau_{d0})} - \frac{x_{fa}}{x_f} \frac{p}{(p + \tau_{d0})} \vec{i}(p); \\ \vec{U}_r(p) &= -\frac{x_{af}}{x_f} \frac{(p + j\omega)}{(p + \tau_{d0})} \vec{U}_f(p) + \frac{x_{fa} x_{af}}{x_f} \frac{p(p + j\omega)}{(p + \tau_{d0})} \vec{i}(p) - x_a(p + j\omega) \vec{i}(p), \end{aligned}$$

або, з огляду на, що $\frac{x_{af} x_{fa}}{x_f} = (x_a - x'_a)$:

$$\vec{U}_r(p) = - (p + j\omega) \left(\frac{x_{af}}{x_f(p + \tau_{d0})} \vec{U}_f(p) + \left(x_a - \frac{(x_a - x'_a)p}{p + \tau_{d0}} \right) \vec{i}(p) \right). \quad (2.3)$$

Рівняння (2.3) є найпростішою передатною функцією СкСГ по напрузі у функції збудження і струму навантаження. З іншої сторони відомо, що

$$x_a - \frac{(x_a - x'_a)p}{p + \tau_{d0}} = \frac{x'_a \left(p + \tau_{d0} \frac{x_a}{x'_a} \right)}{p + \tau_{d0}} = \frac{x'_a(p + \tau'_d)}{p + \tau_{d0}},$$

де $\tau'_d = 1/T'_d = x_a/(x'_a T_{d0})$.

Це дозволяє передатну функцію (2.3) переписати в такий спосіб:

$$\vec{U}_r(p) = -W_f(p)U_f(p) - W_i(p)\vec{i}_d(p), \quad (2.4)$$

$$\text{де } W_f(p) = (p + j\omega) \frac{x_{af}}{x_f} \frac{1}{(p + \tau_{d0})};$$

$$W_i(p) = (p + j\omega) \frac{x'_a(p + \tau'_d)}{p + \tau_{d0}}.$$

На рис 2.1 представлена структурна схема, що відповідає передатній функції (2.4). Після того, як була визначена передатна функція СкСГ, можна приступити до синтезу передатної функції АРЗ.

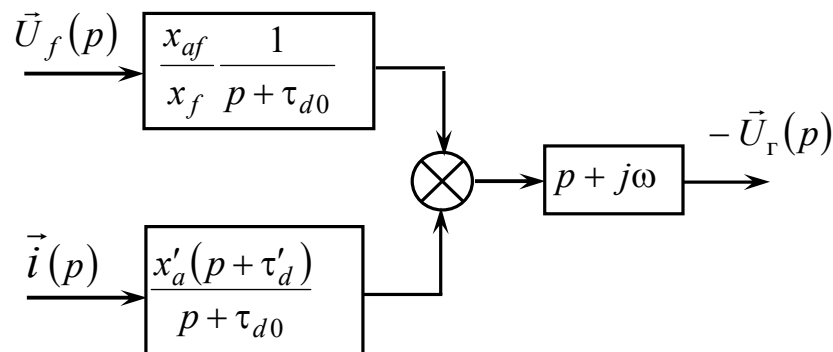


Рисунок 2.1. Структурна схема, яка відповідає передатній функції

Отримані раніше структурна схема і передатна функція не враховують ні способу регулювання збудження (закон зміни $\vec{U}_f(p)$), ні впливу на струм $\vec{i}(p)$ величини і характеру навантаження. Що стосується $\vec{U}_f(p)$, то ця величина визначається прийнятим у кожному конкретному випадку законом керування збудження машини. Вплив же навантаження на $\vec{i}(p)$ знайти досить просто. Дійсно, у випадку активно-індуктивного навантаження зображуючі вектора напруг і струмів, побудовані у фазних осях машини і записані в обертових ортогональних осях, зв'язані рівнянням

$$\vec{U}_H = x_H \frac{d\vec{i}}{dt} + r_H \vec{i} + j\omega x_H \vec{i},$$

що в операторній формі для варіацій дає

$$\bar{U}_r(p) = x_H(p + \tau_H + j\omega) \bar{i}_d(p),$$

де $\tau_H = r_H/x_H$; $\bar{U}_r(p) = -\bar{U}(p)$.

У такий спосіб

$$\bar{i}(p) = \frac{\bar{U}_r(p)}{x_H(p + \tau_H + j\omega)} = \frac{-\bar{U}(p)}{x_H(p + \tau_H + j\omega)}. \quad (2.5)$$

Рівняння (2.5) дозволяє “замкнути” вихідну структурну схему по каналу регулювання (рис.2.2).

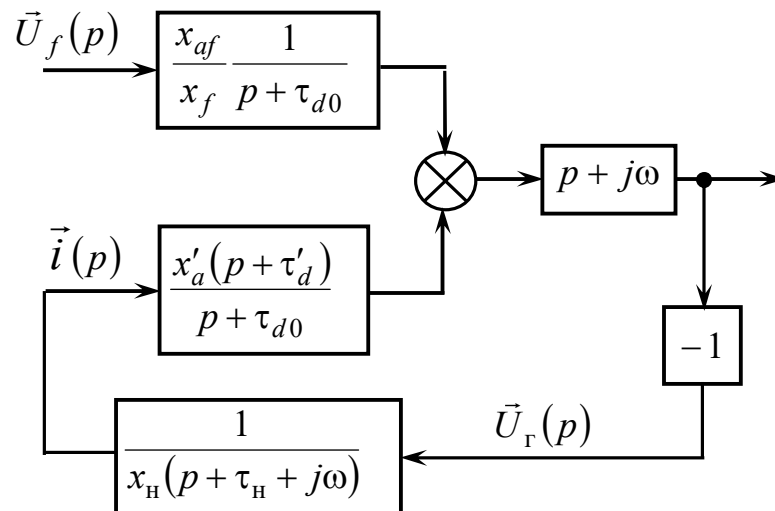


Рисунок 2.2. Вихідна структурна схема по каналу регулювання

Отримані передатні функції і структурні схеми СкСГ дозволяють досить просто вирішувати задачі синтезу регуляторів збудження, прийнявши той або інший закон регулювання.

Зокрема зробимо синтез передатної функції регулятора збудження, що забезпечує інваріантне до струму навантаження регулювання. Це значить, що по каналу збудження необхідно передати керуючий вплив, що компенсує вплив по каналу струму в будь-якому режимі роботи машини. Позначимо передатну

функцію регулятора $W_{pi}(p)$. Для реалізації поставленої задачі повинна виконуватись умова:

$$W_f(p) W_{pi}(p) \vec{i}(p) = -W_i(p) \vec{i}(p). \quad (2.6)$$

У зв'язку з тим, що обидві частини рівняння (2.6) можна скоротити на $(p + j\omega) \vec{i}(p)$, воно зводиться до рівняння

$$\frac{x_{af}}{x_f} \frac{1}{(p + \tau_{d0})} W_{pi}(p) = -x'_a \frac{p + \tau'_d}{p + \tau_{d0}},$$

відкіля знаходимо
$$W_{pi}(p) = -\frac{x'_a x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d). \quad (2.7)$$

Знайдена передатна функція інваріантного струму навантаження регулятора (2.7) дозволяє одержати структурну схему СкСГ регульованого “по збурюванню”. Ця схема приведена на рис.2.3.

Використовуючи цю структурну схему (рис.2.3), легко показати, що сигнал від регулятора напруги цілком компенсує сигнал від навантаження, який впливає на напругу на затисках машини. Дійсно, якщо на вході регулятора маємо сигнал $(-\vec{i}(p))$, то:

$$-\vec{i}(p) W_{pi}(p) W_f(p) = -\vec{i}(p) \frac{x'_a x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d) \left(\frac{x_{af}}{x_f} \frac{1}{p + \tau_{d0}} \right) = -\vec{i}(p) x'_a \frac{(p + \tau'_d)}{(p + \tau_{d0})}.$$

Таким чином, сума двох сигналів по каналах $W_i(p)$ і $W_{pi}(p) W_f(p)$ дає нуль. Це значить, що зміна струму навантаження не позначається на величині напруги генератора.

Подовжня та поперечна складові зображаючого вектора струму якоря \vec{i} по осях індуктора i_d й i_q одночасно є, відповідно, реактивною й активної складового струму якоря СкСГ. Остання обставина істотно спрощує реалізацію

регулятора з передатною функцією (2.7), оскільки існують надійні датчики активного і реактивного струмів.

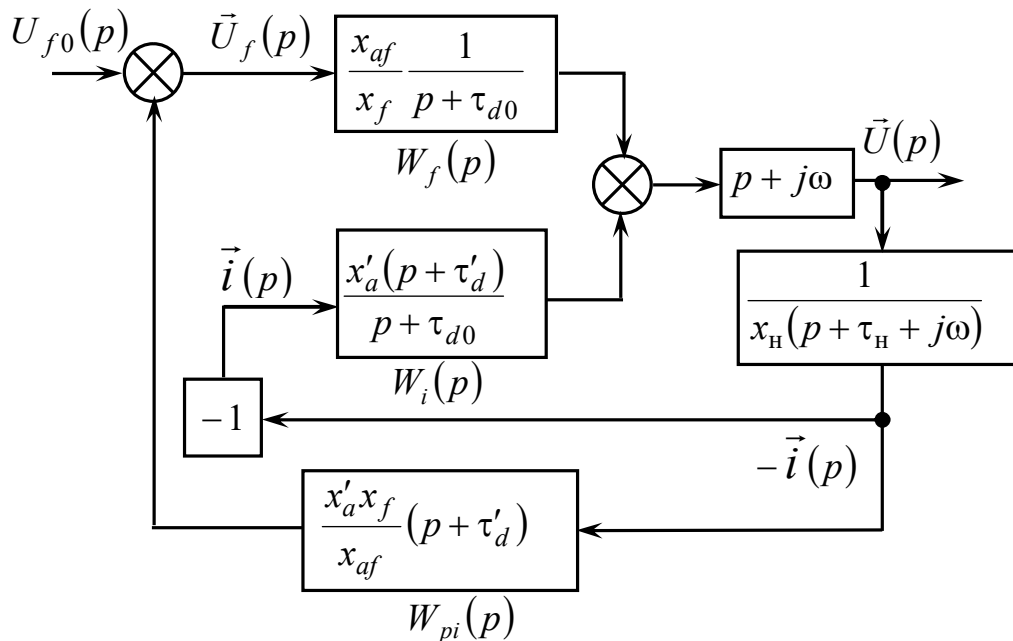


Рисунок 2.3. Структурна схема СкСГ регульованого “по збурюванню”

Введемо для поліпшення динамічних властивостей СкСГ негативний неединичний зворотний зв'язок по напрузі генератора з передатною функцією:

$$W_{oc}(p) = j k . \quad (2.8)$$

У цьому випадку передатна функція замкнутої системи буде мати вигляд

$$\Phi(p) = \frac{-W_f(p)}{1 - W_f(p)W_{oc}(p)} = \frac{-(p + j\omega)x_{af}}{(x_f - jk x_{af}) p + (\tau_{d0}x_f + \omega k x_{af})}.$$

Корінь характеристичного рівняння отриманої передатної функції

$$p_h = -\frac{\tau_{d0}x_f + \omega k x_{af}}{x_f - jk x_{af}} = -\frac{x_f(\tau_{d0}x_f + \omega k x_{af})}{x_f^2 + k^2 x_{af}^2} - j \frac{k x_{af}(\tau_{d0}x_f + \omega k x_{af})}{x_f^2 + k^2 x_{af}^2}.$$

Як ми можемо бачити, дійсна частина кореня прагне до більш негативних величин при зміні коефіцієнта підсилення k від 0 до оптимального значення $k_{\text{опт}}$, що приводить до збільшення ступеня стійкості і швидкодії системи. При подальшому збільшенні коефіцієнта k дійсна частина кореня прагне до нуля, у зв'язку з чим подальше збільшення ступеня стійкості системи неможливе. Визначимо $k_{\text{опт}}$, для чого знайдемо часткову похідну дійсної частини кореня характеристичного рівняння по параметру k і дорівняємо нулеві:

$$\frac{\partial p_h}{\partial k} = \frac{\omega x_{af} (x_f^2 + k^2 x_{af}^2) - 2k x_{af}^2 (\tau_{d0} x_f + \omega k x_{af})}{(x_f^2 + k^2 x_{af}^2)^2} = 0.$$

У результаті отримано квадратне рівняння стосовно параметра k . Розв'язавши дане рівняння і відкинувши негативний корінь, маємо $k_{\text{опт}}$:

$$k_{\text{опт}} = \frac{x_f}{\omega x_{af}} \left(\tau_{d0} + \sqrt{\tau_{d0}^2 + \omega^2} \right).$$

Необхідно відзначити, що насправді значення $k_{\text{опт}}$ може значно відрізнятись від отриманого, тому що при виводі останнього не враховувалося рівняння руху ротора СкСГ. Однак він доводить сам факт значного поліпшення статичної стійкості системи при введенні запропонованого зворотного зв'язку й існування оптимального значення її коефіцієнта підсилення.

Таким чином, закон регулювання збудження СкСГ відповідно до (2.7) і (2.8) можна записати в такому виді:

$$\vec{U}_f(p) = -\frac{x'_d x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d) \vec{i}_d(p) - j k \vec{U}_r(p). \quad (2.9)$$

Відповідно до прийнятих напрямів осей d, q вектори, що входять у (2.9), можна представити через проєкції

$$\vec{U}_f(p) = -U_{fd}(p) - jU_{fq}(p); \quad \vec{i}_d(p) = i_d(p) + j i_q(p); \quad \vec{U}_r(p) = U_d(p) + jU_q(p).$$

Тоді (2.9) перепишемо в такому виді

$$\left. \begin{aligned} U_{fd}(p) &= \frac{x'_a x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d) i_d(p) - kU_q(p); \\ U_{fq}(p) &= \frac{x'_a x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d) i_q(p) + kU_d(p). \end{aligned} \right\}$$

У зв'язку з тим, що при виводі закону регулювання ми оперували не абсолютними значеннями параметрів, а їхніми варіаціями, то справедливе наступне

$$\left. \begin{aligned} U_d &= \delta(U \sin \Theta) = \sin \Theta_H \delta U + U_H \cos \Theta_H \delta \Theta = U_H \delta \Theta = U_H \Theta; \\ U_q &= \delta(U \cos \Theta) = \cos \Theta_H \delta U - U_H \sin \Theta_H \delta \Theta = \delta U = U, \end{aligned} \right\},$$

тоді закон регулювання можна переписати в такий спосіб

$$\left. \begin{aligned} U_{fd}(p) &= \frac{x'_a x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d) i_d(p) - kU(p); \\ U_{fq}(p) &= \frac{x'_a x_f}{x_{af}} (p + \tau'_d) i_q(p) + kU_H \Theta(p). \end{aligned} \right\} \quad (2.10)$$

Перейдемо до відносних одиниць, для чого праві і ліві частини рівнянь (2.10) розділимо на базисну напругу збудження:

$$\begin{aligned} U_{f\bar{6}} &= \frac{r_f}{X_{af}} U_{\bar{6}} = \frac{r_f Z_{\bar{6}}}{X_{af}} I_{\bar{6}}, \\ \left. \begin{aligned} U_{fd}(p) &= (x'_a T_{d0} p + x_a) i_d(p) - k'U(p); \\ U_{fq}(p) &= (x'_a T_{d0} p + x_a) i_q(p) + k'U_H \Theta(p). \end{aligned} \right\} \quad (2.11) \end{aligned}$$

Система рівнянь (1.12) є законом регулювання напруги збудження СкСГ у відхиленнях. Якщо врахувати параметри сталого режиму, виключити

регулювання по похідним струму, ввести коефіцієнти компенсації по струму (k_d , k_q) і зробити зворотні перетворення Лапласа, закон керування запишеться наступним чином:

$$\left. \begin{aligned} U_{fd} &= U_{xx} + k_d x_a i_d - k_u (U - U_{xx}); \\ U_{fq} &= k_q x_a i_q + k_{\Theta} \Theta. \end{aligned} \right\} \quad (2.12)$$

Розглянемо сталий режим роботи машини. Якщо зневажити активним опором обмотки статора і прийняти $\omega = \text{const} = 1$ в.о., то розглянутий режим у відносних одиницях з урахуванням (2.12) буде описуватися наступними рівняннями:

$$\left. \begin{aligned} i_{fd} - i_d x_a &= U_q = U \cos \Theta; \\ i_q x_a - i_{fq} &= U_d = U \sin \Theta; \\ i_{fd} &= U_{xx} + k_d x_a i_d - k_u (U - U_{xx}); \\ i_{fq} &= k_q x_a i_q + k_{\Theta} \Theta. \end{aligned} \right\}$$

Як видно із системи, для існування режиму скомпенсованого синхронного генератора необхідно, щоб $k_q = 1$. У цьому випадку $U_d = 0$, отже, $\Theta = 0$ і $i_d = i_p, i_q = i_a$. З огляду на сказане і розв'язавши систему щодо напруги якоря, одержуємо

$$U = U_{xx} + \frac{k_d - 1}{k_u + 1} x_a i_d = U_{xx} + \frac{k_d - 1}{k_u + 1} x_a i_p \quad (2.13)$$

Як видно з останнього рівняння, зовнішня характеристика СкСГ відповідає лінійній залежності і визначається співвідношенням коефіцієнтів k_d і k' . Причому, при $k_d = 1$ характеристика астатична; при $k_d > 1$ – статична з негативним статизмом; при $k_d < 1$ – статична з позитивним статизмом. Таким чином, при паралельній роботі СкСГ з іншими генераторами або з потужною мережею необхідно, щоб виконувалася нерівність $k_d < 1$.

Розглянемо визначення коефіцієнти підсилення зворотних зв'язків, які входять до закону регулювання (2.12), для генератора, що має синхронний індуктивний опір $x_a = 2,3$ в.о. Коефіцієнти компенсації по струму з огляду на забезпечення режиму скомпенсованого генератора та паралельної роботи декількох генераторів приймаємо $k_d = 0,85$ та $k_q = 1$. Для забезпечення статизма зовнішньої характеристики 1 %, у відповідності до (2.13) необхідно, щоб:

$$\frac{k_d - 1}{k_u + 1} x_a i_p = -0,01.$$

У номінальному режимі з коефіцієнтом потужності $\cos\varphi = 0,8$ у відносних одиницях реактивний струм якоря $i_p = 0,6$ в.о.. Звідки маємо:

$$k_u = -\frac{1}{0,01} ([k_d - 1] x_a i_p + 0,01) = -\frac{1}{0,01} ([0,85 - 1] \cdot 2,3 \cdot 0,6 + 0,01) = 20 \text{ в.о.}$$

Значення коефіцієнту k_Θ визначимо з розрахунку статичної стійкості роботи скомпенсованого синхронного генератора на статичне активно-індуктивне навантаження.

2.3 Розрахунок статичної стійкості роботи скомпенсованого синхронного генератора на статичне активно-індуктивне навантаження

Рівняння Парка-Горєва для неявнополюсної синхронної машини подовжньо-поперечного збудження можуть бути представлені в наступному виді:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt}(i_{fd} - x_a i_d) + \omega(x_a i_q - i_{fq}) - r_a i_d &= U_d ; \\ \frac{d}{dt}(x_a i_q - i_{fq}) - \omega(i_{fd} - x_a i_d) + r_a i_q &= -U_q ; \\ T_{d0} \frac{d}{dt}(i_{fd} - (x_a - x'_a) i_d) + i_{fd} &= U_{fd} ; \\ T_{q0} \frac{d}{dt}(i_{fq} - (x_a - x'_a) i_q) + i_{fq} &= U_{fq} ; \\ T_j \frac{d}{dt} \omega + (i_{fd} i_q - i_{fq} i_d) &= M_m . \end{aligned} \right\} \quad (2.14)$$

де $x_a = x_d = x_q = x_{ad} + x_s$ і $x'_a = x'_d = x'_q$.

Рівняння Парка-Горєва для статичного активно-індуктивного навантаження:

$$\left. \begin{aligned} U_d &= r_H i_d + x_H \frac{d}{dt} i_d - x_H i_q \omega_r; \\ U_q &= r_H i_q + x_H \frac{d}{dt} i_q + x_H i_d \omega_r. \end{aligned} \right\}$$

Нехай напруга збудження і механічний момент на валу машини визначаються наступними рівняннями:

$$\left. \begin{aligned} U_{fd} &= U_{fd0} + k_d x_a i_d + k_u (U_3 - U); \\ U_{fq} &= k_q x_a i_q + k_\Theta \Theta; \\ M_m &= k_\omega (\omega_{xx} - \omega), \end{aligned} \right\} \quad (2.15)$$

де ω_{xx} – частота обертання холостого ходу; ω – поточна частота обертання; $k_\omega, k_d, k_q, k_u, k_\Theta$ – коефіцієнти підсилення.

Під статичною стійкістю розуміють здатність системи самостійно відновлювати вихідний режим роботи при малому короткочасному збурюванні. Параметри систем автоматичного регулювання збудження відносяться до числа головних факторів, що визначають стійкість роботи синхронних машин. У зв'язку з чим процес рішення задачі статичної стійкості часто нерозривно зв'язаний з визначенням найбільш ефективного закону регулювання збудження, зокрема коефіцієнтів підсилення штучних зворотних зв'язків у каналі регулювання.

Загальним методом рішення задач статичної стійкості електроенергетичних систем є метод першого наближення (перший метод) О.М. Ляпунова, що у загальному виді зводиться до лінеаризації нелінійних диференціальних рівнянь, запису характеристичного рівняння й аналізу коренів останнього.

Для дослідження статичної стійкості важливі наступні теореми Ляпунова:

– якщо всі корені характеристичного рівняння системи першого наближення мають негативні дійсні частини, то незбурений рух стійкий і притому асимптотично;

– якщо серед коренів характеристичного рівняння системи першого наближення мається хоча б один з позитивною дійсною частиною, то незбурений рух нестійкий.

$$\begin{bmatrix} p & -\omega_H & 0 & -U_H & 0 \\ -\omega_H & -p & 1 & 0 & (x_a I_{dH} - I_{fdH}) \\ T_{d0}p + 1 & 0 & k_u & 0 & 0 \\ \dots & 0 & T_{q0}p + 1 & 0 & -k_\Theta \\ i_{qH} & -i_{dH} & 0 & 0 & T_j p + k_\omega \\ 0 & 0 & 0 & -U_H & -I_{qH} x_H \\ 0 & 0 & 1 & 0 & -I_{qH} x_H \end{bmatrix}.$$

У свою чергу визначник матриці D є характеристичним рівнянням розглянутої системи:

$$Z(p) = \det D = 0$$

Будь-які спроби розкрити цей визначник і одержати аналітичні вирази коефіцієнтів характеристичного рівняння через параметри системи приводять до громіздких рівнянь, що у свою чергу значно утрудняє аналіз коренів цього рівняння. У той же час програмне забезпечення "MathCAD" за допомогою спеціальних вбудованих функцій дозволило створити програму, яка легко обчислює визначник матриці, корені характеристичного рівняння і параметри сталого режиму енергосистеми (Додаток А). За допомогою розробленої програми проведений аналіз впливу глибини зворотного зв'язку по куту навантаження на статичну стійкість роботи генератора із статичним активно-індуктивним навантаженням. В якості параметрів генератора були обрані наступні: $x_a = 2,3$ в.о.; $r_a = 0,015$ в.о.; $x_{ad} = x_{aq} = 2,25$ в.о.; $x'_a = 0,6$ в.о.; $k_{fsd} = k_{fsq} = 0,781$; $T_{d0} = 1,1$ с.; $T_{q0} = 0,55$ с.; $T_j = 0,8$ с. Графічна інтерпретація отриманих результатів відбита на рис.2.4, де представлена залежність від параметра k_Θ ступені статичної стійкості η , під якою розуміється найбільша дійсна частина коренів характеристичного рівняння.

Як бачимо, в номінальному режимі найбільша стійкість спостерігається при $k_\Theta = 15$ в.о. Крім того, це значення коефіцієнта k_Θ забезпечує стійку роботу генератора в усьому діапазоні робочих режимів.

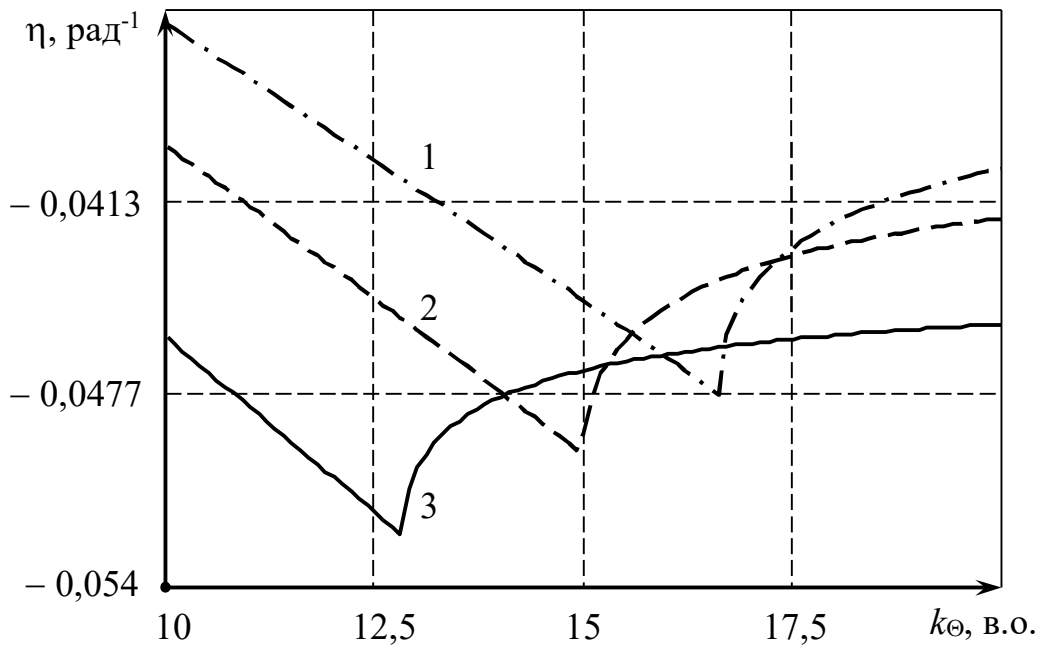


Рис.2.4 Залежність ступеня статичної стійкості від коефіцієнта підсилення по куту навантаження $\eta = f(k_{\Theta})$ за різних значень

імпедансу навантаження при $\cos(\varphi) = 0,8$:

1 – $Z_{\text{нв}} = 0,8$ в.о.; 2 – $Z_{\text{нв}} = 1$ в.о.; 3 – $Z_{\text{нв}} = 1,5$ в.о..

2.4 Розрахунок електромеханічних перехідних процесів при підключенні до синхронного генератора статичного активно-індуктивного навантаження

Найбільш важливою характеристикою ефективності дії СЕС є якість електроенергії в усталених і перехідних режимах, що характеризується рядом показників. У перехідних режимах у їхній якості виступають короточасні відхилення напруги і частоти від номінальних значень, а також час відновлення напруги і частоти до номінального і сталого значення. Припустимі значення показників жорстко регламентуються Морським Регістром. Так, наприклад, максимальна зміна напруги при включенні 60% навантаження з коефіцієнтом потужності 0,4 не повинне перевищувати 15%, а час відновлення напруги з точністю 3% перевищувати 1,5 секунди.

Вихідними рівняннями для дослідження перехідних процесів у синхронних машинах є диференціальні рівняння в нерухомих осях A , B , C . Однак,

використання зазначених рівнянь для дослідження і розрахунків електроенергетичних систем пов'язано з незручностями, викликаними тим, що більшість коефіцієнтів взаємоіндукції і самоіндукції, як відомо, є періодичними функціями кута повороту ротора.

Відомо, що в припущенні синусоїдального розподілу магнітної індукції в повітряному зазорі і лінійній залежності магнітної індукції машини від напруженості магнітного поля (ефект магнітного насичення в залізі не враховується) за допомогою лінійного перетворення можна одержати так звані перетворені рівняння Парка-Горєва, які значно простіші у використанні. У цьому випадку машина представляється як двофазна з перпендикулярно розташованими обмотками по ортогональних осях, що дає можливість зневажити взаємоіндукцією між ними і зменшити число рівнянь, які описують перехідні процеси. Рівняння спрощуються, тому що не містять коефіцієнтів, які періодично змінюються, що має місце при записі рівнянь у фазних величинах.

Вид рівнянь залежить від вибору системи координат і орієнтації осей. На підставі багаторічного досвіду досліджень процесів у синхронних машинах по рівняннях Парка-Горєва доцільно записати рівняння в осях d , q , жорстко зв'язаних з ротором. У той же час, як позитивні напрямки для струмів, потокозчеплень і напруг у контурах статора і ротора приймемо напрямки рекомендовані в [22] і проілюстровані для режиму генератора на рис 2.5.

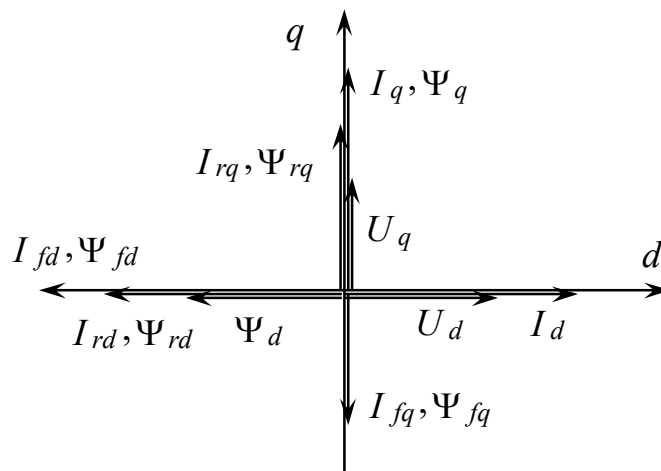


Рисунок 2.5 Напрями складових струмів та потокозчеплень по осям d та q

Такий вибір напрямку осей припускає позитивні знаки проекцій струму якоря I_d й I_q у генераторному режимі при перезбудженні машини.

З іншого боку, запис рівнянь не в абсолютних, а у відносних одиницях (в.о.) дозволяє ще більш спростити вид рівнянь. У цьому випадку усі величини, що входять у рівняння, виражаються не у фізичних одиницях, а як частки деяких змінних (напруги, струму, магнітного потоку і ін.), що мають ту ж фізичну розмірність.

В обраній системі координат рівняння Парка-Горєва у відносних одиницях для синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження можуть бути записані в наступному виді:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt} \Psi_d + \Psi_q \cdot \omega_r - r_a \cdot I_d &= U_d; \\ -\frac{d}{dt} \Psi_q + \Psi_d \cdot \omega_r - r_a \cdot I_q &= U_q; \\ T_{do} \cdot \frac{d}{dt} \Psi_{fd} + I_{fd} &= U_{fd}; \\ T_{qo} \cdot \frac{d}{dt} \Psi_{fq} + I_{fq} &= U_{fq}; \\ T_{1d} \cdot \frac{d}{dt} \Psi_{rd} + I_{rd} &= 0; \\ T_{1q} \cdot \frac{d}{dt} \Psi_{rq} + I_{rq} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (2.17)$$

де Ψ_x, I_x – потокозчеплення і струми відповідних обмоток генератора, що визначаються за допомогою відповідних індексів (d – статорна обмотка по подовжній осі, q – статорна обмотка по поперечній осі, fd – обмотка збудження по подовжній осі, fq – обмотка збудження по поперечній осі, rd – заспокійлива обмотка по подовжній осі, rq – заспокійлива обмотка по поперечній осі); U_x – напруги на відповідних обмотках; T_{do}, T_{qo} – постійні часу кола збудження по подовжній і поперечній осях відповідно при розімкненому колі статора; T_{1d}, T_{1q} – постійні часу заспокійливих контурів по подовжній і поперечній осях; r_a – активний опір обмотки статора; ω_r – кутова швидкість ротора синхронної машини.

Зв'язок між потокозчепленнями і струмами обмоток визначається системою лінійних рівнянь (2.18);

$$\left. \begin{aligned} \Psi_d &= -x_d I_d + I_{fd} + I_{rd}; \\ \Psi_{fd} &= -k_{sfd} x_{ad} I_d + I_{fd} + k_{sfd} I_{rd}; \\ \Psi_{rd} &= -k_{srd} x_{ad} I_d + k_{srd} I_{fd} + I_{rd}; \\ \Psi_q &= x_q I_q - I_{fq} + I_{rq}; \\ \Psi_{fq} &= -k_{sfq} x_{aq} I_q + I_{fq} - k_{sfq} I_{rq}; \\ \Psi_{rq} &= k_{srq} x_{aq} I_q - k_{srq} I_{fq} + I_{rq}, \end{aligned} \right\} \quad (2.18)$$

де x_d, x_q – синхронні реактивні опори по подовжній і поперечній осі; x_{ad}, x_{aq} – реактивні опори реакції якоря по подовжній і поперечній осі; k_{sx} – коефіцієнт, що враховує розсіювання потоку відповідної обмотки. При запису рівнянь (2.17) і (2.18) були враховані знаки проєкцій.

Рівняння (2.17) та (2.18) отримані без урахування насичення магнітопроводу. У реальних же умовах, як відомо, через насичення заліза магнітопроводу машини залежність потокозчеплень статора і ротора від струмів не є лінійними. Тому при всякій зміні режиму значення індуктивних опорів не залишаються постійними.

У СЕЕС, де індуктивний опір лінії складає незначну величину (3...5 %), зміна індуктивних опорів машини через насичення може відбитися на результатах розрахунку. Звичайно насичення враховують уведенням насичених параметрів у таких режимах, як накид навантаження, віддалене коротке замикання, оцінка статичної стійкості. У визначених межах цей прийом себе виправдує. Однак більш строгий розрахунок вимагає урахування зміни насичення магнітопроводів у процесі перехідного режиму.

Найбільш вдалим і відносно простим методом врахування насичення варто визнати метод, запропонований у книзі А.А. Горєва [22]. Розрахунок виконується графоаналітичним способом, причому вважається, що від насичення залежать тільки індуктивні опори по подовжній осі. Індуктивні опори по поперечній осі приймаються постійними, тому що магнітний потік у цьому напрямку в

явнополюсній синхронній машині в основному проходить через відносно великий повітряний проміжок і мало залежить від насичення сталі магнітопровода (для неявнополюсних синхронних машин це справедливо тільки при малих значеннях поперечного магнітного потоку, що має місце для скомпенсованого синхронного генератора). Тут не враховується вплив магнітного потоку, обумовленого насиченням зубцевої зони по осі q на магнітний потік по осі d і навпаки. Не враховується також вплив насичення на індуктивні опори від потоків розсіювання, тому що вони в основному замикаються через повітря.

Основною величиною, на якій позначається насичення машини, є результуючий магнітний потік по подовжній осі або чисельно рівна йому подовжня складова внутрішньої ЕРС E_{id} . Залежність E_{id} від результуючої МРС F_{pd} може бути знайдена по характеристиці холостого ходу. І, навпаки, за значенням E_{id} можна визначити результуючу МРС.

Таким чином, врахування насичення зводиться до графічного визначення проекції внутрішньої ЕРС на вісь q E_{id} . Далі по характеристиці холостого ходу і значенню E_{id} визначається результуюча МРС у подовжній осі. Зі спрямленої на початку координат характеристики холостого ходу за знайденим значенням МРС визначають подовжню складову внутрішньої ЕРС $E_{idн}$, що відповідає ненасиченій машині. Після чого знаходиться коефіцієнт насичення $\eta = E_{id}/E_{idн}$.

Щоб полегшити проведення розрахунків, нелінійні характеристики $\eta = f(E_{id})$ апроксимують. Простим виразом для розрахунків на ЕОМ є поліном третього ступеня. Коефіцієнти полінома для різних типів суднових машин були визначені В.А. Целемецьким по методу найменших квадратів [22]. З урахуванням цих коефіцієнтів залежність $\eta = f(E_{id})$ для явнополюсних синхронних генераторів буде визначатися рівнянням (3.30), а для неявнополюсних – рівнянням (2.20):

$$\eta = 1 - 0,47133 \cdot E_{id} + 1,47388 \cdot E_{id}^2 - 1,25343 \cdot E_{id}^3; \quad (2.20)$$

$$\eta = 1 - 0,24311 \cdot E_{id} + 0,86043 \cdot E_{id}^2 - 0,77541 \cdot E_{id}^3. \quad (2.21)$$

З урахуванням коефіцієнта насичення система рівнянь (3.19) переписеться в такий спосіб:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_d &= -(\eta x_{ad} + x_s)I_d + \eta I_{fd} + \eta I_{rd}; \\ \Psi_{fd} &= -\eta k_{sfd} x_{ad} I_d + ((\eta - 1) k_{sfd} + 1) I_{fd} + \eta k_{sfd} I_{rd}; \\ \Psi_{rd} &= -\eta k_{srd} x_{ad} I_d + \eta k_{srd} I_{fd} + ((\eta - 1) k_{srd} + 1) I_{rd}; \\ \Psi_q &= x_q I_q - I_{fq} + I_{rq}; \\ \Psi_{fq} &= -k_{sfq} x_{aq} I_q + I_{fq} - k_{sfq} I_{rq}; \\ \Psi_{rq} &= k_{srq} x_{aq} I_q - k_{srq} I_{fq} + I_{rq}, \end{aligned} \right\} \quad (2.22)$$

де x_s – реактивний опір обмотки статора.

Рівняння моментів синхронної машини у відносних одиницях визначається рівнянням (2.23):

$$T_j \cdot \frac{d}{dt} \omega_r - M_\vartheta = M_m, \quad (2.23)$$

де T_j – інерційна постійна генераторного агрегату, синхр. с.; M_m – механічний момент; $M_\vartheta = -(\Psi_d I_q + \Psi_q I_d)$ – електромагнітний момент синхронної машини.

При вивченні перехідних процесів у суднових електроенергетичних системах можна вважати, що для кожного положення регулювальних органів первинного двигуна у всіх точках його проточної частини миттєво встановлюються визначені параметри робочого тіла [22]. Тоді механічний момент можна представити у виді функції:

$$M_m = f(m, \omega_r),$$

де m – координата, що визначає відхилення регулювальних органів двигуна від положення, що відповідає холостому ходові.

З огляду на саморегулюючу властивість первинного двигуна, що характеризується похідною $dM_m/ds = -D$, і відносно відхилення регулюючого органа μ , момент первинного двигуна можна визначити таким чином:

$$M_m = -D \cdot s + \mu,$$

де $s = (\omega_r - \omega_s)/\omega_s$ – ковзання агрегату; ω_s – синхронна кутова швидкість.

У випадку ідеального регулятора прямої дії $\mu = -s/\delta$ і вираз для механічного моменту приймає вид:

$$M_m = -D \cdot s - \frac{s}{\delta} \quad \text{або} \quad M_m = k_\omega (\omega_s - \omega_r) \quad (2.24)$$

де δ – статизм характеристики швидкості; k_ω – коефіцієнт пропорційності.

Таким чином, рівняння (2.17) – (2.24) описують електромеханічні процеси в синхронній машині подовжньо-поперечного збудження. Однак, крім рівнянь самої машини необхідно мати математичний опис навантаження, паралельно з яким вона працює.

Суднове статичне навантаження, як правило, включає активну r_H й індуктивну x_H складові. Тому рівняння статичного навантаження у відносних одиницях і в обраній системі координат будуть визначатися системою диференціальних рівнянь (2.25) [22]:

$$\left. \begin{aligned} U_d &= r_H I_d + x_H \frac{d}{dt} I_d - x_H I_q \omega_r; \\ U_q &= r_H I_q + x_H \frac{d}{dt} I_q + x_H I_d \omega_r. \end{aligned} \right\} \quad (2.25)$$

Системи рівнянь (2.17) – (2.25) не містять складової нульової послідовності, тому що в СЕС нейтраль синхронної машини звичайно ізольована.

Представимо рівняння (2.17), (2.20) – (2.25) у виді зручному для інтегрування. З огляду на специфіку поставленої задачі, найбільш доцільним буде

введення в статорні рівняння системи (2.17) рівнянь статичного навантаження (2.25). У цьому випадку система рівнянь (2.17) переписеться так:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt}(\Psi_d - x_H I_d) &= \frac{d}{dt} \Psi'_d = -\Psi'_q \omega_r + (r_a + r_H) I_d; \\ \frac{d}{dt}(\Psi_q + x_H I_q) &= \frac{d}{dt} \Psi'_q = \Psi'_d \omega_r - (r_a + r_H) I_d; \\ \frac{d}{dt} \Psi_{fd} &= \frac{U_{fd} - I_{fd}}{T_{do}}; & \frac{d}{dt} \Psi_{fq} &= \frac{U_{fq} - I_{fq}}{T_{qo}}; \\ \frac{d}{dt} \Psi_{rd} &= -\frac{I_{rq}}{T_{1d}}; & \frac{d}{dt} \Psi_{rq} &= -\frac{I_{rq}}{T_{1q}}. \end{aligned} \right\} \quad (2.26)$$

Таким чином, рішення поставленої задачі зводиться до розрахунку короткого замикання на шинах віртуального синхронного генератора, який відрізняється від випробовуваного генератора тим, що в нього індуктивний опір розсіювання статора й активний опір статорної обмотки більші відповідно на величини індуктивного й активного опору статичного навантаження.

У цьому випадку рівняння моментів для віртуального синхронного генератора приймає вид:

$$\frac{d}{dt} \omega_r = \frac{M_m - (\Psi_d I_q + \Psi_q I_d)}{T_j} = \frac{M_m - (\Psi'_d I_q + \Psi'_q I_d)}{T_j}, \quad (2.27)$$

а зв'язок між потокозчепленнями і струмами обмоток буде визначатися системою рівнянь (2.28):

$$\left. \begin{aligned} \Psi'_d &= -(\eta x_{ad} + (x_s + x_H)) I_d + \eta I_{fd} + \eta I_{rd}; \\ \Psi_{fd} &= -\eta k_{sfd} x_{ad} I_d + ((\eta - 1)k_{sfd} + 1) I_{fd} + \eta k_{sfd} I_{rd}; \\ \Psi_{rd} &= -\eta k_{srd} x_{ad} I_d + \eta k_{srd} I_{fd} + ((\eta - 1)k_{srd} + 1) I_{rd}; \\ \Psi'_q &= (x_q + x_H) I_q - I_{fq} + I_{rq}; \\ \Psi_{fq} &= -k_{sfq} x_{aq} I_q + I_{fq} - k_{sfq} I_{rq}; \\ \Psi_{rq} &= k_{srq} x_{aq} I_q - k_{srq} I_{fq} + I_{rq}, \end{aligned} \right\} \quad (2.28)$$

Однак для складання алгоритму більш важливо знати зв'язок між струмами і потокозчепленнями, яку можна одержати із системи (2.28), розв'язавши її щодо струмів обмоток:

$$\left. \begin{aligned} I_d &= [A_{11}(\eta) \Psi'_d + A_{12}(\eta) \Psi_{fd} + A_{13}(\eta) \Psi_{rd}] / A_d(\eta); \\ I_{fd} &= [A_{21}(\eta) \Psi'_d + A_{22}(\eta) \Psi_{fd} + A_{23}(\eta) \Psi_{rd}] / A_d(\eta); \\ I_{rd} &= [A_{31}(\eta) \Psi'_d + A_{32}(\eta) \Psi_{fd} + A_{33}(\eta) \Psi_{rd}] / A_d(\eta); \\ I_q &= [A_{44} \Psi'_q + A_{45} \Psi_{fq} + A_{46} \Psi_{rq}] / A_q; \\ I_{fq} &= [A_{54} \Psi'_q + A_{55} \Psi_{fq} + A_{56} \Psi_{rq}] / A_q; \\ I_{rq} &= [A_{64} \Psi'_q + A_{65} \Psi_{fq} + A_{66} \Psi_{rq}] / A_q. \end{aligned} \right\} \quad (2.29)$$

Вирази для визначення коефіцієнтів представлені нижче:

$$\begin{aligned} A_{11}(\eta) &= \eta (k_{sfd} - 2 k_{sfd} k_{srd} + k_{srd}) + k_{sfd} k_{srd} - k_{srd} - k_{sfd} + 1; \\ A_{12}(\eta) &= \eta (k_{srd} - 1); \quad A_{13}(\eta) = \eta (k_{sfd} - 1) N2; \quad A_{21}(\eta) = \eta k_{sfd} x_{ad} (1 - k_{srd}); \\ A_{22}(\eta) &= \eta (x_{ad} (k_{srd} - 1) - (x_s + x_H) k_{srd}) + (x_s + x_H) (k_{srd} - 1); \\ A_{23}(\eta) &= \eta (x_s + x_H) k_{sfd} N2; \quad A_{31}(\eta) = \eta k_{srd} x_{ad} (1 - k_{sfd}); \quad A_{32}(\eta) = \eta (x_s + x_H) k_{srd}; \\ A_{33}(\eta) &= [\eta (x_{ad} (k_{sfd} - 1) - (x_s + x_H) k_{sfd}) + (x_s + x_H) (k_{sfd} - 1)] N2; \\ A_d(\eta) &= \eta ((x_s + x_H) (2 k_{sfd} k_{srd} - k_{srd} - k_{sfd}) - x_{ad} (k_{sfd} k_{srd} - k_{srd} - k_{sfd} + 1)) - \\ &- (x_s + x_H) (k_{srd} + k_{sfd} - k_{sfd} k_{srd} - 1); \quad A_{44} = k_{sfq} k_{srq} - 1; \quad A_{45} = (k_{srq} - 1) N3; \\ A_{46} &= (1 - k_{sfq}) N2; \quad A_{54} = k_{sfq} x_{aq} (k_{srq} - 1); \quad A_{55} = (k_{srq} x_{aq} - (x_q + x_H)) N3; \\ A_{56} &= k_{sfq} (x_{aq} - (x_q + x_H)) N2; \quad A_{64} = k_{srq} x_{aq} (1 - k_{sfq}); \\ A_{65} &= k_{srq} (x_{aq} - (x_q + x_H)) N3; \quad A_{66} = (k_{sfq} x_{aq} - (x_q + x_H)) N2; \\ A_q &= k_{sfq} x_{aq} - 2 k_{sfq} k_{srq} x_{aq} - (x_q + x_H) + k_{srq} x_{aq} + k_{sfq} k_{srq} (x_q + x_H). \end{aligned}$$

Тепер, після приведення рівнянь системи до виду, зручного для інтегрування, можна приступити до розгляду алгоритму, під яким розуміється чітко й однозначно визначений порядок виконання деякої системи операцій для рішення поставленої задачі. Послідовність розрахунку зводиться до наступного. Спочатку провадиться введення параметрів синхронного генератора X_{CG} і статичного навантаження X_{CH} . Далі задаються ознаки врахування окремих факторів, що

то значення функцій наприкінці інтервалу чисельного інтегрування визначаються за значеннями функцій на початку інтервалу інтегрування по формулах:

$$\left. \begin{aligned} y_{i(n+1)} &= y_{i(n)} + \Delta y_{i(n)}; \\ \Delta y_{i(n)} &= \frac{h}{6} (K_{i1} + 2 \cdot K_{i2} + 2 \cdot K_{i3} + K_{i4}), \end{aligned} \right\} \quad (2.30)$$

де $i=1, 2, \dots, j$; h – крок інтегрування; $K_{i1}, K_{i2}, K_{i3}, K_{i4}$ – коефіцієнти Рунге-Кутта, що визначаються залежностями:

$$\left. \begin{aligned} K_{i1} &= f_i(y_{1(n)}, y_{2(n)}, \dots, y_{j(n)}); \\ K_{i2} &= f_i\left(y_{1(n)} + \frac{h \cdot K_{11}}{2}, y_{2(n)} + \frac{h \cdot K_{21}}{2}, \dots, y_{j(n)} + \frac{h \cdot K_{j1}}{2}\right); \\ K_{i3} &= f_i\left(y_{1(n)} + \frac{h \cdot K_{12}}{2}, y_{2(n)} + \frac{h \cdot K_{22}}{2}, \dots, y_{j(n)} + \frac{h \cdot K_{j2}}{2}\right); \\ K_{i4} &= f_i(y_{1(n)} + h \cdot K_{13}, y_{2(n)} + h \cdot K_{23}, \dots, y_{j(n)} + h \cdot K_{j3}). \end{aligned} \right\} \quad (2.31)$$

Таким чином, розрахунок перемінних у кожному інтервалі виконується в чотири такти. В другому, третьому і четвертому тактах відбувається обчислення перемінних по їх значенням з попереднього такту (для першого такту беруться початкові значення перемінних).

У кожному такті обчислення спочатку визначаються похідні потокозчеплень і кутової швидкості обертання ротора по рівняннях (2.26) і (2.27). Далі визначаються за отриманим значенням похідних значення потокозчеплень і кутової швидкості. І потім за значеннями потокозчеплень і коефіцієнтового насичення із системи рівнянь (2.29) знаходяться струми в обмотках генератора. Всі ці операції виконуються відповідно до правил методу, що розглянуті раніше і представлені у виді мнемонічних формул (2.30), (2.31).

Що стосується коефіцієнта насичення, то він визначається методом послідовного наближення усередині кожного такту обчислення. Відповідно до

цього алгоритму спочатку розраховується значення подовжньої складової внутрішньої ЕРС E_{idn} по параметрах попереднього такту обчислення:

$$E_{id} = U_q + I_d X_s.$$

За значенням цієї ЕРС і по формулах (2.20) для явнополюсного і (2.21) для неявнополюсного синхронного генератора визначається первинне значення коефіцієнта насичення η_1 . Відповідно до системи рівнянь (2.29) за значенням η_1 і значеннями потокозчеплень на даному кроці $\Psi_{x(n+1)}$ визначаються струми в обмотках генератора $I_{x(n+1)}$.

Далі визначається нове значення подовжньої складової внутрішньої ЕРС $E_{id(n+1)}$ і відповідне їй значення коефіцієнта насичення η_2 . Якщо він виявляється більше (менше) η_1 на величину більшу за припустиму похибку ε , то значення η_1 збільшується (зменшується) на $\varepsilon/2$ і розрахунок повторюється заново. Це відбувається доти, доки η_1 буде відрізнятися від значення η_2 на величину, більшу за припустиму похибку. Розглянутий алгоритм розрахунку перехідних електромеханічних процесів реалізований в середовищі MathCAD (Додаток Б).

На рис. 2.6 представлені результати розрахунку перехідних процесів при підключенні до скомпенсованого синхронного генератора, параметри якого були задані в пункті 2.3, статичного активно-індуктивного навантаження, що складає 60 % від номінального при коефіцієнті потужності $\cos(\varphi) = 0,8$. При цьому у відповідності до проведених досліджень, закон регулювання збудження у відносних одиницях описується наступними рівняннями:

$$\left. \begin{aligned} U_{fd} &= U_{fd0} + 0,85 \cdot x_a i_a + 20 \cdot (U_3 - U); \\ U_{fq} &= x_a i_p + 15 \cdot \Theta, \end{aligned} \right\}$$

де i_a та i_p – активна та реактивна складова струму, які в усталеному режимі ($\Theta = 0$) дорівнюють відповідно подовжній та поперечній складовим струму якоря.

Така заміна пов'язана з більш простішою реалізацією датчиків активного та реактивного струмів. У відповідності до рис.2.6 провал напруги менший за 15 % та час відновлення напруги з точністю 2,5 % складає 0,17 с., що відповідає вимогам Морського Регістру.

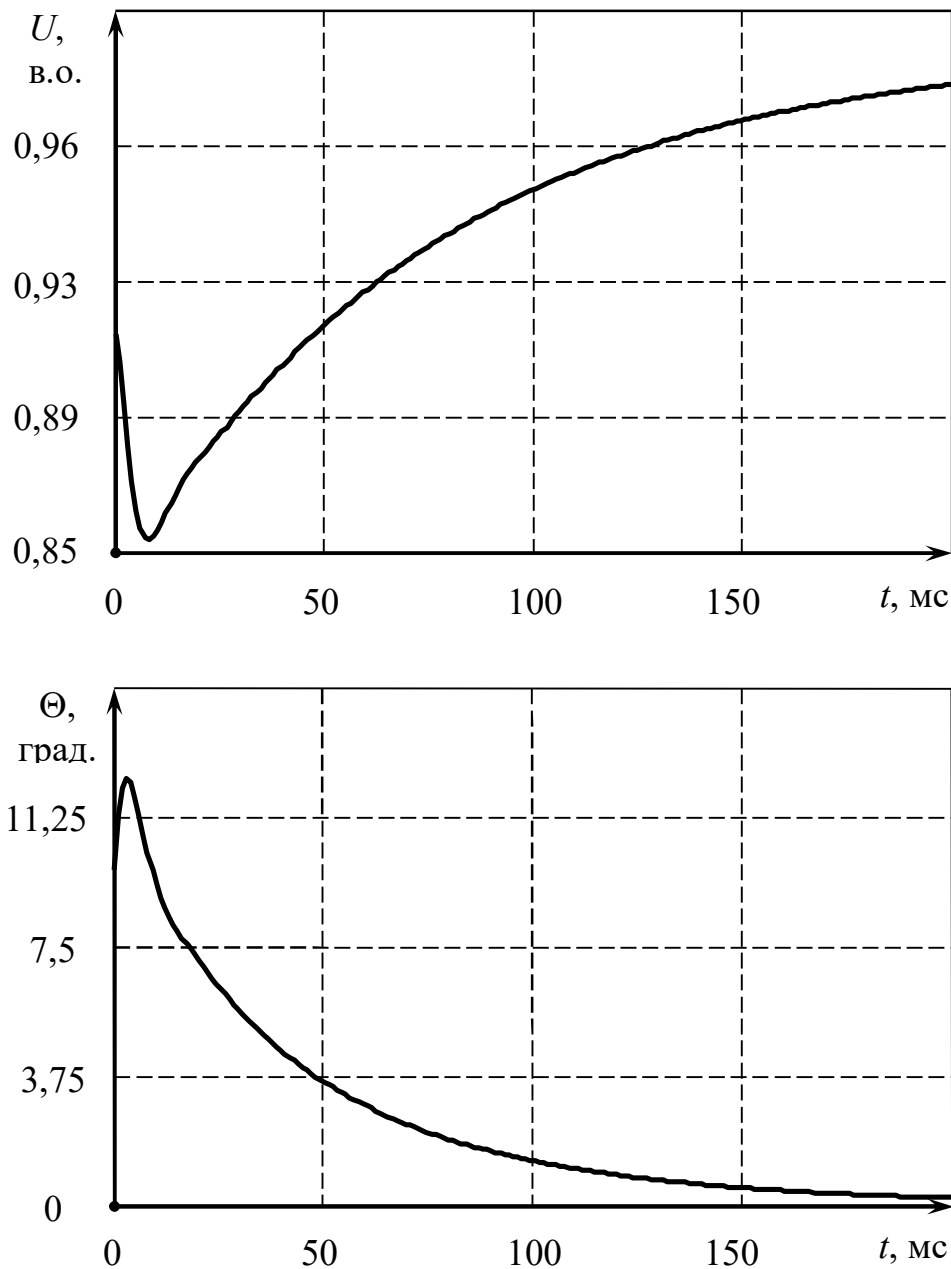


Рис. 2.6 Зміна у часі напруги якоря U та кута навантаження Θ при підключенні до генератора статичного активно-індуктивного навантаження, що складає 60 % від номінального при $\cos(\varphi) = 0,8$

2.5. Принципова електрична схема автоматичного регулятора збудження скомпенсованого синхронного генератора

На підставі отриманого закону регулювання (рівняння 2.15) була розроблена функціональна схема автоматичного регулятора збудження (рис. 2.7). У відповідності до неї обмотки збудження по подовжній ОЗГ d та по поперечній осі ОЗГ q отримують живлення від синхронного генератора GS через силовий трансформатор напруги $TV1$ та випрямляч UZ . Рівень струму збудження в обмотках регулюється за допомогою біполярних транзисторів з ізольованим затвором $VT1$ та $VT2$, які працюють у ключовому режимі та керуються широтно-імпульсним сигналом. Обмотки збудження мають великі сталі часу, тому, хоч напруга збудження і має імпульсний характер, але струм збудження у сталому режимі має низький відсоток перемінної складової і може вважатися постійним. Для запобігання в періоди комутації транзисторів виникнення перенапруги обмотки збудження шунтовані діодами $VD1$ та $VD2$, що включені по відношенню до випрямляча у зворотному напрямку.

Керуючий сигнал транзистори отримують від блоків формування напруги збудження (ФНЗ d та ФНЗ q) через відповідні широтно-імпульсні модулятори (ШІМ d та ШІМ q). В свою чергу на блок формування напруги збудження по подовжній осі ФНЗ d надходять сигнали від датчика напруги якоря генератора ДН та датчика реактивного струму ДРС; а на блок формування напруги збудження по поперечній осі ФНЗ q поступають сигнали від датчика активного струму ДАС та датчика кута навантаження ДКН.

Датчик напруги отримує сигнал по напрузі якоря через вимірювальний трансформатор напруги $TV2$. Датчики активного та реактивного струмів мають сигнали від блоку підсилення та фільтрування струму БПФС та блока перетворення трифазної напруги БПТН. БПФС отримує сигнал по струму якоря у фазі A від трансформатора струму TA , підсилює його до необхідного рівня та фільтрує, виділяючи основну гармоніку. БПТН трифазну напругу якоря перетворює у короткочасні імпульси, що відповідають позитивному переходу через нуль напруги якоря у фазі A та окремо лінійної напруги якоря U_{BC} .

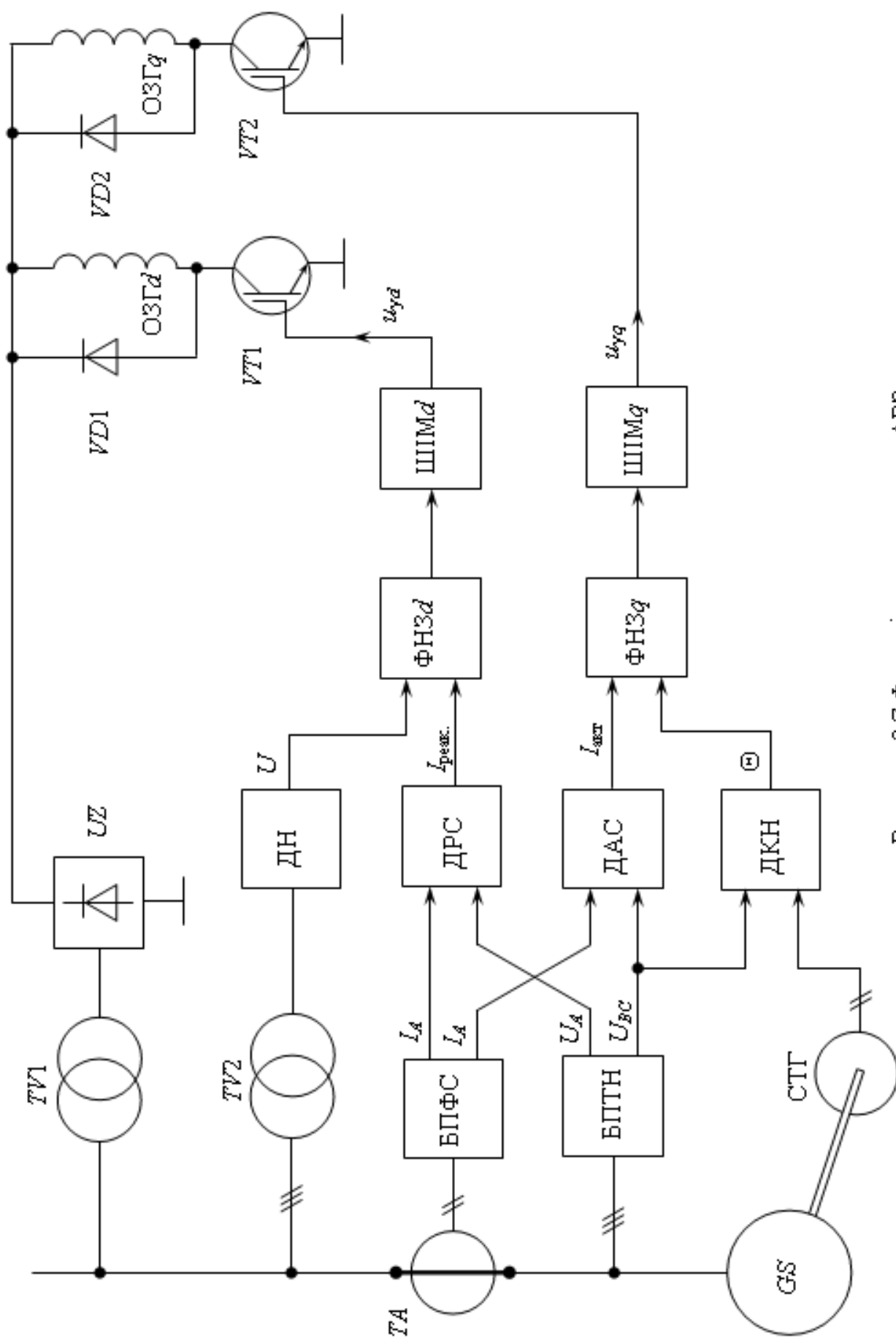


Рисунок 2.7 Функціональна схема АРЗ

Датчик кута навантаження одержує інформаційні сигнали від БПТН та синхронного тахогенератора СТГ, що має жорсткий механічний зв'язок із валом синхронного генератора.

У відповідності до описаної функціональної схеми автоматичного регулятора збудження була розроблена принципова електрична схема (рис.2.8 та рис.2.9). Датчик напруги має стандартний вигляд та складається з трифазного вимірювального трансформатора напруги $TV2$, трифазного випрямляча на діодах $VD9...VD14$, стабілітронів $VD15$, $VD16$ та операційного підсилювача $DA1$, що підсилює різницю потенціалів в діагоналі моста $VD15-R9-VD16-R10$. За допомогою змінного опору $R8$ встановлюється напруга якоря на холостому ході.

Блок підсилення та фільтрування струму складається з попереднього підсилювача сигналу на операційному підсилювачі $DA16$, низькодобротного фільтру нижніх частот на операційному підсилювачі $DA2$ та підсилювача на $DA3$.

Блок перетворення трифазної напруги складається з трансформатора $TV3$, двох компараторів на $DA4$, $DA5$ та двох моностабільних мультівібраторів на $DD2$. В якості компараторів, що застосовані в схемі, використані мікросхеми $K554CA3$. В той же час мультівібратори зібрані на мікросхемі $K564AG1$ (закордонний аналог $CD4098B$). У відповідності до схеми компаратори отримують синусоїдальні напруги, зрушені на 90 електричних градусів. На виході компараторів утворюються прямокутні імпульси, ширина яких дорівнює половині періоду напруги якоря. Позитивний перепад напруги імпульсів запускає мультівібратори, на виході яких формуються короткочасні імпульси для запуску схем вибірки та збереження інформаційних сигналів.

Датчики активного й реактивного струмів та датчик кута навантаження представляють собою пристрої вибірки та збереження, зібрані на мікросхемі $KP1100CK2$ (мікросхеми $DA13$, $DA14$, $DA15$). Інформаційний сигнал запам'ятовується під час надходження запускаючого імпульсу з відповідних мультівібраторів та зберігається до надходження наступного. У випадку з датчиком кута навантаження інформаційний сигнал надходить з синхронного тахогенератора через попередній підсилювач на $DA6$.

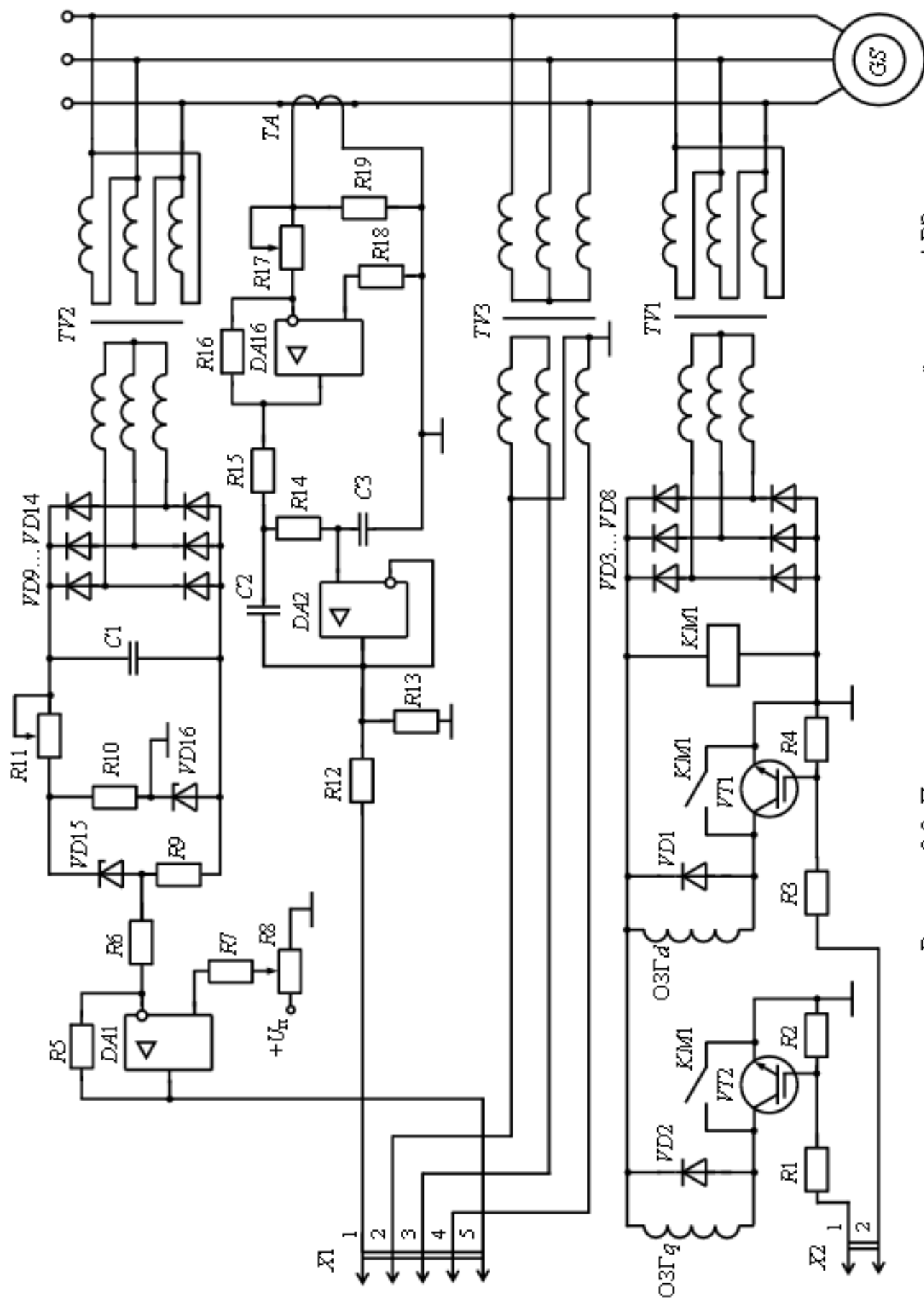


Рисунок 2.8. Принципова електрична схема силової частини АРЗ

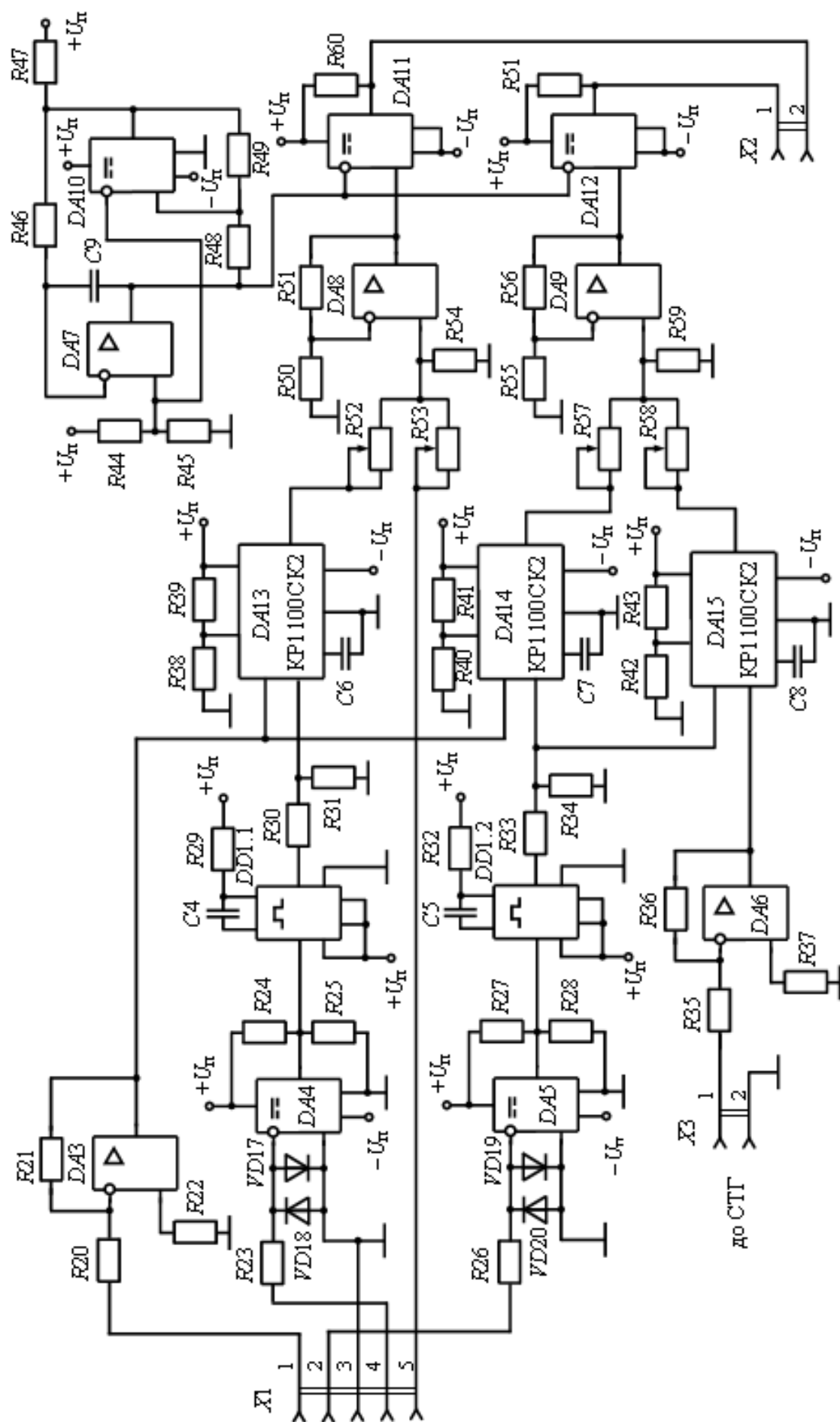


Рисунок 2.9. Принципова електрична схема системи керування

Блок формування напруги збудження представляє собою звичайний суматор, реалізований на операційному підсилювачі (мікросхеми $DA8$, $DA9$). За допомогою змінних резисторів $R52$, $R53$, $R57$, $R58$ встановлюється необхідний коефіцієнт підсилення того чи іншого сигналу, що дозволяє реалізувати необхідний закон регулювання.

Широтно-імпульсний модулятор складається з генератора пилкоподібної напруги, реалізованого на компараторі $DA10$ й операційному підсилювачі $DA7$, та компаратора (мікросхеми $DA11$, $DA12$), що порівнює сигнали з блоку ФНЗ й з генератора пилкоподібної напруги та утворює напругу прямокутної форми, шпаруватість якої пропорційна рівню напруги з блоку ФНЗ. В свою чергу цей сигнал керує біполярним транзистором з ізольованим затвором в колі обмотки збудження і таким чином регулює струм у відповідній обмотці.

2.6. Висновки до розділу 2.

2.6.1. Проведений синтез регулятора збудження на основі передатної функції синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, яка отримана з рівнянь Парка-Горєва, записаних у комплексній формі в операторному виді.

2.6.2. Для забезпечення скомпенсованого режиму роботи синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження необхідно регулювати в подовжній осі по реактивній (подовжній) складовій струму якоря та по відхиленню напруги якоря, а в поперечній осі збудження – по активній (поперечній) складовій струму якоря та по відхиленню кута вильоту ротора.

2.6.3. Статизм регулювання напруги якоря залежить від коефіцієнтів зворотного зв'язку в каналі регулювання струму збудження в подовжній осі. Задавшись статизмом регулювальної характеристики автоматичного регулятора збудження та коефіцієнтом підсилення зворотного зв'язку по реактивному струму навантаження, можна аналітично визначити коефіцієнт підсилення зворотного зв'язку по відхиленню напруги якоря.

2.6.4. Коефіцієнт підсилення зворотного зв'язку по поперечній (активній) складовій струму якоря приймається рівним одиниці для забезпечення скомпенсованого режиму.

2.6.5. Коефіцієнт підсилення по відхиленню кута вильоту ротора визначається з аналізу статичної стійкості роботи генератора на активно-індуктивне навантаження, який полягає у визначенні ступеня статичної стійкості системи, як найбільшої дійсної частини коренів її характеристичного рівняння. Розроблена програма в середовищі MathCAD для визначення ступеня стійкості системи в залежності від параметрів навантаження та коефіцієнту підсилення по відхиленню кута вильоту ротора, що дозволяє, варіюючи параметрами, визначити оптимальні параметри зворотного зв'язку з точки зору максимального демпфування малих коливань у системі.

2.6.6. Для аналізу електромеханічних перехідних процесів у системі скомпенсований синхронний генератор – статичне активно-індуктивне навантаження розроблена програма в середовищі MathCAD, в якій виконується чисельне інтегрування повних рівнянь Парка-Горєва за методом Рунге-Кутта із фіксованим шагом.

2.6.7. Розроблена принципова схема автоматичного регулятора збудження, яка дозволяє реалізувати запропонований закон регулювання із визначеними зворотними зв'язками.

РОЗДІЛ 3. ВИМОГИ ПОЛОЖЕНЬ МІЖНАРОДНОЇ КОНВЕНЦІЇ МАРПОЛ 73/78 ЩОДО СИСТЕМ ПЕРЕКАЧУВАННЯ ТА СКИДАННЯ НАФТОВМІСНОЇ СУМІШІ

3.1 Системи перекачування, здачі і скидання нафтовмісної суміші

Устрій систем, розташування трубопроводів і гідравлічні випробування арматури і трубопроводів систем перекачування, здачі і скидання забруднених нафтою сумішей повинні задовольняти вимогам Адміністрації

Розглянемо вимоги нормативних документів до систем на нафтоналивних судах. Обладнання і пристрої для скидання в море водяного баласту або нафтовмісних вод з району вантажних танків нафтоналивних суден, а також суден, що мають вантажні приміщення для перевезення нафти сумарною місткістю 200 м³ і більше, в тому числі ПНК (FPSO і FSO), повинні відповідати вимогам правила 30 Додатку I до МАРПОЛ 73/78 і включати в себе наступне:

.1 патрубки з клапанами для здачі в приймальні споруди нафтовмісних сумішей (нафтовмісного баласту, промивних вод і т.п.), розташовані на відкритій палубі по обох бортах (для FPSO і FSO допускається наявність патрубка, по крайній мірі, тільки в одному місці);

.2 трубопроводи для скидання в море водяного баласту або нафтовмісних вод з району вантажних танків вище або нижче ватерлінії, що відповідає найбільшій осадці судна в баласті в залежності від умов, зазначених у цьому правилі (не діє FPSO і FSO);

.3 засоби для припинення скидання в море водяного баласту або нафтовмісних вод з району вантажних танків;

.4 засоби для осушення всіх вантажних насосів і всіх нафтових трубопроводів після закінчення вивантаження;

.5 зачисні пристрої;

.6 пристрої для спостереження за частковим потоком при скиданні водяного баласту або нафтовмісних вод з району вантажних танків;

.7 кінгстоні ящики з клапанами, з'єднані з системами вантажних трубопроводів, з використанням засобів примусового закриття.

Для всіх суден, включаючи нафтоналивні суду, вимоги наступні. Кожне судно повинно бути обладнане виведеним на обидва борти трубопроводом для здачі нафтовмісних льяльних вод машинних приміщень і нафтових залишків (шламу) в приймальні споруди, зливні з'єднання якого мають фланці зі стандартними розмірами відповідно до правила 13 Додатку I до МАРПОЛ 73/78.

Фланець призначений для труб з внутрішнім діаметром до 125 мм, виготовляється зі сталі або еквівалентного матеріалу з плоскою торцевою поверхнею. Цей фланець разом з прокладкою з нафтостійкого матеріалу розраховується на робочий тиск 0,6 МПа, з'єднання здійснюється за допомогою шести болтів необхідної довжини, діаметром 20 мм.

В обґрунтованих випадках, за погодженням з Регістром, трубопровід може бути виведений на один борт. Зливні патрубки повинні встановлюватися в зручних для приєднання шлангів місцях і мати відмінні планки. Зливні патрубки повинні бути обладнані глухими фланцями.

Система нафтовмісних льяльних вод машинних приміщень не повинна використовуватися для осушення інших судових приміщень, таких як вантажні трюми або відсіки ланцюгових ящиків.

Пуск і зупинка засобів відкачки повинні здійснюватися вручну. У районі розташування зливних патрубків повинно бути обладнане місце спостереження і дистанційного відключення засобів відкачки або передбачений ефективний зв'язок (телефонний або радіо) між місцем спостереження за скиданням і місцем управління засобами вікачки.

3.2. Збірні танки нафтовмісних льяльних вод

Якщо на судні встановлений танк (танки) нафтовмісних льяльних вод машинних приміщень, то він повинен мати достатню місткість для забезпечення гнучкого підходу до експлуатації судна в портах, прибережних водах і особливих районах, щоб уникнути недозволених скидів забруднених нафтою сумішей за борт.

Відповідно до циркуляру ІМО МЕРС. 1 /Circ.642 рекомендована місткість танка (танків) нафтовмісних льяльних вод машинних приміщень повинна визначається за формулами, наведеними в табл. 3.1.

Таблиця 3.1

Потужність головного двигуна P , кВт	Місткість танків, м ³
до 1000	4,0
1000...20000	$P / 250$
більше 20000	$40 + P / 500$

Якщо судно зайняте виключно в рейсах в межах особливих районів, визначених у Додатку І до МАРПОЛ 73/78, Адміністрація може звільнити судно від виконання вимоги щодо оснащення судна обладнанням для фільтрації нафти при виконанні умов, зазначених у правилі 14.5 Додатку І до МАРПОЛ 73/78, в тому числі за умови обладнання судна збірним танком нафтовмісних льяльних вод достатньою, що задовольняє Адміністрацію, місткістю для повного їх збереження на борту судна. Достатня місткість цього танка повинна бути підтверджена відповідним розрахунком з урахуванням передбачуваного району та режиму експлуатації судна.

Будь-які ПБУ, МСП і ПНК повинні бути обладнані танком (танками) нафтовмісних льяльних вод машинних приміщень, розрахунок місткості яких повинен бути представлений Регістру на розгляд. Місткість вищевказаних танків повинна відповідати табл. 3.1, де P - потужність головного двигуна ПБО / бурового судна / ПНК або сумарна потужність приводних двигунів основного джерела електричної енергії МСП або несамохідних суден і плавучих споруд.

3.3. Збірні танки нафтових залишків

Відповідно до правила 12 Додатку І до МАРПОЛ 73/78 будь-яке судно валовою місткістю 400 і більше з урахуванням типу його силової установки і тривалості рейсу повинно бути обладнане танком або танками нафтових залишків (шламу), мінімальна місткість яких в м³ повинна розраховуватися за формулами:

.1 для суден, що не перевозять водяний баласт в паливних танках

$$V_1 = K_1 C D, \quad (3.1)$$

де K_1 - коефіцієнт, що дорівнює: 0,015 (застосовується до суден, побудованих 31 грудня 1990 року або після цієї дати) і 0,01 (до решти) - для суден, на яких важке паливо для паливних двигунів піддається пурифікації перед застосуванням; 0,005 - для суден, на яких дизельне або важке паливо не вимагає пурифікації перед застосуванням; C - добова витрата палива, м³; D - максимальна тривалість рейсу між портами, в яких нафтові залишки (шлам) можуть бути здані в приймальні споруди, діб. (Якщо тривалість рейсу невідома, її слід приймати 30 діб);

.2 для судів, на будівництво яких укладений контракт або, в разі відсутності контракту на будівництво, килі яких закладені до 1 липня 2010 р і які обладнані гомогенізаторами, інсинераторами для спалювання нафтових залишків (шламу) або іншими схваленими Регістром пристроями для видалення нафтових залишків (шламу):

$V_1 = 50$ % величини, визначеної формулою 3.1;

або $V_1 = 1$ м³ при валовій місткості судна 400 і більше, але менше 4000,

або 2 м³ при валовій місткості судна 4000 і більше, в залежності від того, що більше;

.3 для суден, що перевозять водяний баласт в паливних танках

$$V_2 = V_1 + K_2 B, \quad (3.2)$$

де K_2 - коефіцієнт, що дорівнює: 0,01 - для бункерних танків важкого палива; 0,005 - для бункерних танків дизельного палива; B - місткість баластових танків, які можуть бути використані також для перевезення нафтового палива, т,

Система трубопроводів танка або танків нафтових залишків (шламу) повинна бути забезпечена насосом, призначеним для видалення нафтових залишків (шламу) через стандартне зливне з'єднання, вказане в правилі 13

Додатку I до МАРПОЛ 73/78. Якщо з сервісного танка нафтових залишків (шламу), нафтові залишки (шлам) безпосередньо подаються до будь-яких других схвалених засобам для видалення нафтових залишків (шламу), таким як інсинератор, допоміжний котел, пристосований для спалювання нафтових залишків (шламу), або до інших схвалених засобів, які вказані в пункті 3.2 Додатки (форма 2.4.20 або 2.4.26) до Свідоцтва ІОРР (форма 2.4.5), то застосування вищезазначеного насоса для видалення нафтових залишків (шламу) через стандартне зливне з'єднання з цього сервісного танка може не передбачатися.

Насос, призначений для видалення нафтових залишків (шламу) через стандартне зливний з'єднання, також може використовуватися і для перекачування нафтових залишків (шламу) до будь-яким іншим схваленим засобам для видалення нафтових залишків (шламу), і для видачі нафтовмісних льяльних вод через стандартні зливні з'єднання в приймальні споруди.

Повинні бути передбачені танки для підготовки нафтових залишків (шламу) до спалювання в схвалених засобах (сервісні танки нафтових залишків (шламу)). Зазначені танки повинні встановлюватися на додаток до танків нафтових залишків (шламу) і повинні бути перераховані в пункті 3.1 Додатку (форма 2.4.20 або 2.4.26) до Свідоцтва ІОРР (форма 2.4.5). Сервісні танки нафтових залишків (шламу) повинні бути забезпечені пристроями для зливу відстояної води, а також системою трубопроводів подачі палива до них для полегшення процесу спалювання нафтових залишків (шламу) (див. Циркуляр ІМО МЕРС. 1 / Сірс.642).

Відповідно до поправок до правила 12 Додатку I до МАРПОЛ 73/78, наведеними в резолюції ІМО МЕРС.266 (68), напірні трубопроводи насосів системи не повинні з'єднуватися з трубопроводом системи нафтовмісних льяльних вод, крім загального трубопроводу, що веде до стандартних зливних з'єднань. Також ці трубопроводи не повинні з'єднуватися з танками нафтовмісних льяльних вод, з льялами машинних приміщень або сепараторами на 15 млн^{-1} . Загальний трубопровід не повинен використовуватися для перекачування нафтових залишків (шламу) між судовими танками нафтових

залишків (шламу). Однак танки нафтових залишків (шламу) можуть бути обладнані пристроями для зливу відстояної води в танки нафтовмісних льяльних вод або в льяльні колодязі. Ці пристрої повинні мати клапани, що самозакриваються, ручного управління і повинна бути забезпечена можливість візуального спостереження за цим зливом. Також для зливу відстояної води з танків нафтових залишків (шламу) можуть бути передбачені інші альтернативні пристрої, які не повинні мати прямого з'єднання з трубопроводами льяльних системи.

Відповідно до УІ МАКО МРС99 на трубопроводах танка нафтових залишків (шламу) і трубопроводах льяльних вод повинні бути встановлені незворотно-запірні клапани для повного виключення попадання нафтових залишків (шламу) в трубопроводи льяльних вод, в танк льяльних вод, в льяла МО і сепаратор льяльних вод. Загальний трубопровід може служити тільки одній меті: з'єднувати трубопроводи танка нафтових залишків (шламу) і трубопроводи для видачі льяльних вод зі стандартним з'єднанням або з іншими схваленими засобами їх видалення. Допустимі схеми трубопроводів наведені в документі МАКО № 121 «Уніфіковане застосування переглянутого правила 12 Додатка I до МАРПОЛ 73/78».

Трубопроводи, що ведуть до танків нафтових залишків (шламу) і відходять від них, не повинні мати прямого з'єднання з бортовим отвором, за винятком загального трубопроводу, що веде до стандартних зливних з'єднань. Відповідність правилу 12.3 Додатка I до МАРПОЛ 73/78 суден з трубопроводами, що з'єднують танки нафтових залишків (шламу) з бортовими отворами, іншими ніж стандартні зливні з'єднання, встановленими до 4 квітня 1993 р може бути забезпечене за допомогою установки заглушок на зазначених трубопроводах.

Танки нафтових залишків (шламу) повинні мати конструкцію та пристрої, що полегшують їх очищення і здачу залишків в приймальні споруди. Відповідно до поправок, внесених резолюцією ІМО МЕРС.266 (68), дану вимогу необхідно застосовувати, наскільки це доцільно і практично можливо, для судів, поставлених 31 грудня 1979 року або до цієї дати, як це визначено в правилі 1.28.1 додатку I до МАРПОЛ 73/78.

Відповідно до циркуляра ІМО МЕРС.1 / Circ.642 для збору відсепарованого шламу може бути передбачений окремий танк. Накопичена нафта в результаті роботи сепаратора на 15 млн^{-1} також може бути скинута в цей танк.

Для накопичення промивної і управляючої води з паливних і масляних сепараторів повинен бути передбачений спеціальний танк з метою зменшення потрапляння цієї води в танк отсепарованого шламу. Цей танк повинен бути розташований над подвійним дном з метою його осушення самопливом. Якщо такий танк не передбачений і скидання цієї промивної і управляючої води передбачений в танк отсепарованого шламу, то танк отсепарованого шламу також повинен бути розташований над подвійним дном з метою зливу самопливом відстояної води за допомогою клапанів в танк нафтовмісних льяльних вод або в льяльні колодязі.

Танк отсепарованого шламу повинен бути розташований безпосередньо під сепаратором важкого палива. Якщо це неможливо, тоді танк отсепарованого шламу повинен бути розташований поблизу сепаратора важкого палива таким чином, щоб ведучий в танк зливний трубопровід мав максимально можливий ухил, а також був по можливості прямим або мав коліна великого радіусу.

Всмоктуючий трубопровід насоса, призначений для видалення нафтових залишків (шламу), повинен бути якомога коротшим. Танк нафтових залишків (шламу) повинен бути сконструйований таким чином, щоб нафтові залишки (шлам) мали вільний доступ до всмоктуючої магістралі. Отвір всмоктуючого трубопроводу або погрузної насос повинні бути розташовані так, щоб шлях переміщення нафтових залишків (шламу) до отвору всмоктування був якомога коротший.

Насос, призначений для видалення нафтових залишків (шлама), повинен бути самовсмоктувальним, мати засоби для запобігання роботі в режимі сухого тертя і мати достатній тиск нагнітання і подачу. У будь-якому випадку подача насоса повинна бути не менше величини, при якій забезпечується спорожнення танка протягом 4...8 год. Нагнітальний патрубок насоса повинен з'єднуватися тільки з трубопроводами, що ведуть до стандартних зливних з'єднань, до танків

нафтових залишків (шламу), а також до засобів спалювання нафтових залишків (шламу), які вказані в пункті 3.2 Додатки (форма 2.4.20 або 2.4.26) до Свідоцтва ІОРР (форма 2.4.5).

3.4 Конструкція і обладнання збірних танків

Збірні танки можуть бути вкладними або вбудованими. Устаткування збірного танка повинно відповідати вимогам циркуляра ІМО МЕРС.1 / Circ.642.

Збірний танк повинен бути обладнаний:

- .1 горловиною для огляду і очищення;
- .2 повітряною трубою;
- .3 системою підігріву відповідно, якщо на судні застосовується важке паливо;
- .4 світловою та звуковою сигналізацією, що спрацьовує при заповненні його на 80%.

Танки відсепарованого шламу (незалежно від величини відносної щільності палива) повинні бути обладнані системами підігріву. При цьому труби підігріву повинні бути розміщені таким чином, щоб, починаючи з вхідного отвору, вони розташовувалися по периметру танка і далі поперек всієї площі днища на висоті достатній, щоб уникнути повного їх покриття донними осадами. Система підігріву танка повинна бути сконструйована таким чином, щоб забезпечити підігрів шламу до температури 60 °С. Всмоктуючий трубопровід від танка до насоса повинен бути оснащений паровими супутниками.

Горловини танка нафтових залишків (шламу) повинні забезпечувати доступ в будь-який район танка. Для забезпечення використання насосу одна з горловин повинна бути розташована у верхній частині танка. У верхній частині танка нафтових залишків (шламу) повинен бути передбачений трубопровід пропарювання для його очищення. Судна, призначені для роботи на важкому паливі з відотною щільністю вище 0,94 при 15 °С, повинні мати танк (танки) нафтовмісних льяльних вод з можливістю попереднього підігріву нафтовмісної суміші перед скиданням вмісту танка (танків) через сепаратор на 15 млн⁻¹.

На судах категорій А та В, побудованих 1 січня 2017 року або після цієї дати, в разі їх експлуатації в Арктичних водах в межах, визначених Полярним кодексом, наведеному в резолюції ІМО МЕРС.264 (68), всі танки нафтових залишків (шламу) і танки нафтовмісних льяльних вод повинні знаходитися на відстані не менше 0,76 м від зовнішньої обшивки. Це положення не застосовується до малих танків максимальною місткістю не більше 30 м³.

3.5 Інші засоби для видалення нафтових залишків

Іншими засобами для видалення нафтових залишків (шламу) є засоби спалювання нафтових залишків (шламу). Системи засобів спалювання нафтових залишків (шламу) можуть складатися з:

парового котла або систем нагріву термальною рідини, або інсинератора;
системи підготовки нафтових залишків (шламу) для спалювання.

Система підготовки нафтових залишків (шламу) для спалювання повинна складатися з:

сервісного танка нафтових залишків (шламу);
системи підігріву нафтових залишків (шламу);
фільтра;
гомогенізаційної системи.

Сервісний танк нафтових залишків (шламу) повинен бути забезпечений дренажними пристроями та підключений до системи паливних трубопроводів.

Гомогенізаційна система повинна забезпечувати, щоб весь вміст сервісного танка було перероблено в однорідну горючу суміш. Перед введенням системи в дію повинен бути здійснений спуск відстою з змішувального танка. Для безперервного контролю вмісту води в нафтових залишках (шлამі) повинні бути передбачені відповідні пристрої.

ВИСНОВКИ

1. Синхронні машини подовжньо-поперечного збудження при належному регулюванні мають більший діапазон стійких робочих режимів та більш високі показники стійкості у порівнянні із генераторами одноосьового збудження.

2. При малих кутах вильоту ротора регулювання збудження в поперечній осі дозволяє найбільш ефективно впливати на електромагнітний момент та демпфувати малі механічні коливання машини.

3. Скомпенсований синхронний генератор представляю собою генератор с подовжньо-поперечним збудженням, в якому шляхом відповідного регулювання збудження кут вильоту ротора підтримується таким, що дорівнює нулю.

4. Для більш раціонального використання обмоток збудження S_{kSG} доцільно, щоб МРС подовжньої обмотки була в два рази більша ніж МРС поперечної обмотки при однакових струмах збудження. Цього можна досягти, якщо використовувати двофазну несиметричну обмотку збудження, в якій подовжня буде займати дві третини полюсного розподілу, а поперечна – третину.

5. Гармонійний склад розглянутої обмотки залежить як від укорочення шагу β , так і від співвідношення струмів в обмотках i . Однак, при $\beta = \pi/3$ гармонійний склад відповідає складові одноосьового синхронного генератора і не залежить від i .

6. Проведений синтез регулятора збудження на основі передатної функції синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, яка отримана з рівнянь Парка-Горєва, записаних у комплексній формі в операторному виді.

7. Для забезпечення скомпенсованого режиму роботи синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження необхідно регулювати в подовжній осі по реактивній (подовжній) складовій струму якоря та по відхиленню напруги якоря, а в поперечній осі збудження – по активній (поперечній) складовій струму якоря та по відхиленню кута вильоту ротора.

8. Статизм регулювання напруги якоря залежить від коефіцієнтів зворотного зв'язку в каналі регулювання струму збудження в подовжній осі. Задавшись статизмом регулювальної характеристики автоматичного регулятора збудження та коефіцієнтом підсилення зворотного зв'язку по реактивному струму навантаження, можна аналітично визначити коефіцієнт підсилення зворотного зв'язку по відхиленню напруги якоря.

9. Коефіцієнт підсилення зворотного зв'язку по поперечній (активній) складовій струму якоря приймається рівним одиниці для забезпечення скомпенсованого режиму.

10. Коефіцієнт підсилення по відхиленню кута вильоту ротора визначається з аналізу статичної стійкості роботи генератора на активно-індуктивне навантаження, який полягає у визначенні ступеня статичної стійкості системи, як найбільшої дійсної частини коренів її характеристичного рівняння. Розроблена програма в середовищі *MathCAD* для визначення ступеня стійкості системи в залежності від параметрів навантаження та коефіцієнту підсилення по відхиленню кута вильоту ротора, що дозволяє, варіюючи параметрами, визначити оптимальні параметри зворотного зв'язку з точки зору максимального демпфування малих коливань у системі.

11. Для аналізу електромеханічних перехідних процесів у системі скомпенсований синхронний генератор – статичне активно-індуктивне навантаження розроблена програма в середовищі *MathCAD*, в якій виконується чисельне інтегрування повних рівнянь Парка-Горєва за методом Рунге-Кутта із фіксованим шагом.

12. Розроблена принципова схема автоматичного регулятора збудження, яка дозволяє реалізувати запропонований закон регулювання із визначеними зворотними зв'язками.

СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ

1. Ботвинник М. М. Управляемая машина переменного тока. [Текст] / М. М. Ботвинник, Ю. Г. Шакарян – Л.: Наука, 1969. – 140 с.
2. Ботвинник М. М. Асинхронизированная синхронная машина. [Текст] / М. М. Ботвинник – Л.: Госэнергоиздат, 1960. – 70 с.
3. Шакарян Ю. Г. Асинхронизированные синхронные машины. [Текст] / Ю. Г. Шакарян – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 192 с.
4. Лабунец И. А. Установившиеся режимы работы асинхронизированных турбогенераторов. [Текст] // И. А. Лабунец, Ю. Г. Шакарян, А. П. Лохматов – Электричество. – 1981. – №3. – С. 23-28.
5. Шакарян Ю. Г. Синтез функций регулирования асинхронизированных синхронных машин с использованием теории инвариантности. [Текст] // Ю. Г. Шакарян, Т. В. Плотникова. – Известия АН СССР. Энергетика и транспорт. – 1980. – №3. – С. 118-126.
6. А. с. 523501 СССР. Устройство управления асинхронизированной машиной с фазным ротором/ М. М. Ботвинник, Н. Н. Блоцкий, Ю. Г. Шакарян. Оpubл. в Б. И. 1976. №28.
7. Лабунец И. А. Дифференциальные уравнения бесконтактной асинхронизированной синхронной машины. [Текст] // И. А. Лабунец, Л. Я. Шапиро. – Известие вузов. Энергетика и транспорт. – 1980. – №6. – С 68-76.
8. Шакарян Ю. Г. О режимах работы мощных асинхронизированных машин. [Текст] // Ю. Г. Шакарян, Р. С. Цгоев, Л. А. Суханов. – Электричество. – 1980. – №7. – С. 61-64.
9. Кабанов П. С. Режимы работы, статические и динамические характеристики асинхронизированных (АС) турбогенераторов. [Текст] // П. С. Кабанов, Л. Г. Мамиконянц, Ю. Г. Шакарян. – Электрические станции. 1983. – №10. – С. 41-45.

10. Осин И. Л. Электрические машины: Синхронные машины: Учеб. пособие для вузов по спец. Электромеханика/ Под ред. И. П. Копылова. [Текст] / И. Л. Осин, Ю. Г. Шакарян. – М.: Высш. шк., 1990. – 304 с.

11. А.с. RU 55516 U1 РФ. Устройство бесконтактного возбуждения асинхронизированных синхронных генераторов [Текст] / А.Ю. Злобин – заявка 2005139289/22; заявл. 15.12.2005; опубл. 10.08.2006, Бюл. №22

12. А.с. RU 66635 U1 РФ. Асинхронизированный синхронный генератор [Текст] / Ганджа С.А. – заявка 2007112437/22; заявл. 03.04.2007; опубл. 10.09.2007, Бюл. №25

13. А.с. RU 151665 U1 РФ. Асинхронизированный синхронный генератор [Текст] /В.Г. Еременко, А.В. Берилов, Нгуен Хын Нам – заявка 2014138373/07; заявл. 23.09.2014; опубл. 10.04.2015, Бюл. №10

14. А.с. RU 55733 U1 РФ. Асинхронизированный синхронный генератор [Текст] /С.А. Панкратов, В.С. Богомоллов, Е.В. Афанасьева – заявка 2006114724/22; заявл. 28.04.2006; опубл. 27.08.2006, Бюл. №24

15. Зархи М. И. Промышленные испытания асинхронизированного генератора мощностью 50 МВА. [Текст] / М. И. Зархи. Электричество. 1973. №4. – С. 52-54.

16. Блоцкий Н.Н. Исследование и применение асинхронизированных машин в энергетических системах. [Текст] // Н.Н. Блоцкий, Л.Г. Мамиконяц, Ю.Г. Шакарян. – Электричество. – 1985. – № 12. – С. 2-8.

17. Радин В.И. Управляемые электрические генераторы при переменной частоте. [Текст] / В.И. Радин, А.Е. Загорский, Ю.Г. Шакарян. – М.: Энергия, 1978. – 152 с.

18. Шакарян Ю.Г. Соотношение основных размеров и параметров синхронной машины и управляемой машины переменного тока [Текст] / Ю.Г. Шакарян, А.Е. Загорский, В.С. Мнацаканян // Электричество. – 1977. – №2. – С.11 – 15.

19. Веретенников Л.П. Дослідження процесів в судових електроенергетичних системах. Теорія і методи. [Текст] / Л.П. Веретенников. – Л.: Суднобудування, 1975. –376 с.