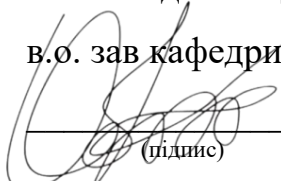


МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ КОРАБЛЕБУДУВАННЯ
імені адмірала Макарова

Навчально-науковий інститут автоматики та електротехніки
кафедра суднових електроенергетичних систем

Рекомендовано до захисту

в.о. зав кафедри СЕЕС

 Обрубов А.В.
(підпис) (прізвище та ініціали)

« ____ » _____ 20 ____ р.

ПОЯСНЮВАЛЬНА ЗАПИСКА
ДО КВАЛІФІКАЦІЙНОЇ МАГІСТЕРСЬКОЇ РОБОТИ

на тему ЗВОРОТНИЙ ЗВ'ЯЗОК ПО КУТУ ВИЛЬОТУ РОТОРА
В СИСТЕМІ РЕГУЛЮВАННЯ ЗБУДЖЕННЯ
ДЛЯ ДЕМПФУВАННЯ МАЛИХ КОЛИВАНЬ

Виконав: студент 6 курсу, групи 6365м
спеціальності 141. Електроенергетика,
електротехніка та електромеханіка
освітньої програми: Системи генерування
електроенергії та електропостачання

 Денін Андрій Станіславович
(прізвище та ініціали)

Керівник: Новогрецький С.М.
(прізвище та ініціали)

Рецензент: Білюк І.С.
(прізвище та ініціали)

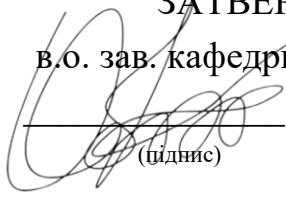
НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ КОРАБЛЕБУДУВАННЯ ІМЕНІ
адмірала Макарова

Навчально-науковий інститут автоматики та електротехніки
кафедра суднових електроенергетичних систем

Ступень вищої освіти: _____ магістр _____

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

Освітня програма Системи генерування електроенергії та електропостачання
(назва освітньої програми)

ЗАТВЕРДЖУЮ
в.о. зав. кафедри _____ СЕЕС _____
 (підпис) Обрубов А.В.
(прізвище та ініціали)
« _____ » _____ 202__ р.

ЗАВДАННЯ

на кваліфікаційну магістерську роботу

Студенту _____ Деніну Андрію Станіславовичу
(прізвище, ім'я, по батькові)

1. Тема роботи: Зворотний зв'язок по куту вильоту ротора в системі регулювання збудження для демпфування малих коливань

науковий керівник Новогрецький Сергій Миколайович, канд.техн.наук, доцент
затверджено наказом по університету № 1075-уч від « 14 » 10 2024 р.

2. Строк подання студентом роботи « 24 » 12 2024 р.

3. Об'єкт дослідження система автоматичного регулювання напруги синхронного генератора

4. Предмет дослідження статична стійкість роботи синхронних генераторів при регулюванні збудження по куту вильоту ротора

5. Перелік задач, які потрібно вирішити розробка алгоритму і програми розрахунку статичної стійкості синхронного генератора на основі прийнятої його математичної моделі; аналіз статичної стійкості одиночної роботи синхронного генератора при різних конфігураціях закону регулювання збудження на потужну мережу і на активно-індуктивне статичне навантаження; аналіз статичної стійкості

паралельної роботи синхронних генераторів на єдине активно-індуктивне навантаження при різних конфігураціях закону регулювання збудження

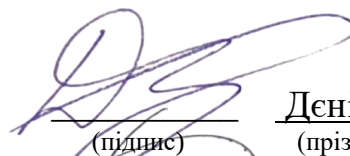
6. Перелік графічного матеріалу: математичний опис елементів електроенергетичної системи; стійкість роботи СКСГ на потужну мережу; характеристичне рівняння системи СКСГ - потужна мережа; критерії стійкості системи СКСГ - потужна мережа; стійкість роботи СГ одноосьового збудження на потужну мережу; визначення коефіцієнтів зворотних зв'язків по куту вильоту ротора для СГ одноосьового збудження; порівняння статичної стійкості роботи різних генераторів на потужну мережу; стійкість роботи СКСГ на активно-індуктивне навантаження; стійкість роботи СГ одноосьового збудження на активно-індуктивне навантаження; порівняння статичної стійкості роботи різних генераторів на активно-індуктивне навантаження; статична стійкість декількох СГ на загальне навантаження

7. Дата видачі завдання «05» лютого 2024 р.

КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН

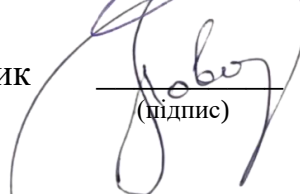
№ з/п	Назва етапу роботи	Строк виконання етапів роботи	Примітка
1	Закінчити розділ 1	березень 2024 р	Виконано
2	Закінчити розділ 2	червень 2024 р	Виконано
2	Закінчити розділ 3	жовтень 2024 р	Виконано
3	Закінчити оформлення роботи	листопад 2024 р	Виконано

Студент


(підпис)

Денін А.С.
(прізвище та ініціали)

Науковий керівник


(підпис)

Новогрецький С.М.
(прізвище та ініціали)

АНОТАЦІЯ

В кваліфікаційній магістерській роботі розглянуті питання впливу зворотного зв'язку по куту вильоту ротора в системі автоматичного регулювання напруги синхронного генератора на його динамічні властивості. А саме розглянута статична стійкість роботи генератора на потужну мережу, на активно-індуктивне навантаження при одиночній роботі та при роботі паралельно з іншими генераторами. Показано, що регулювання збудження по куту вильоту ротора дозволяє значно підвищити статичну стійкість роботи та рівень демпфування малих коливань режимних параметрів синхронного генератора. Найбільш ефективним є введення зворотного зв'язку по куту вильоту ротора в поперечній осі збудження скомпенсованого синхронного генератора, який представляє собою синхронний генератор подовжньо-поперечного збудження, в якому в усіх нормальних усталених режимах роботи кут вильоту ротора дорівнює нулеві. Статична стійкість генератора одноосьового збудження також підвищується, але в конкретному режимі, що передбачає постійне підлаштування коефіцієнтів зворотних зв'язків системи автоматичного регулювання під конкретний режим роботи. Також введення зворотного зв'язку по куту вильоту ротора значного знижує відносні коливання режимних параметрів між паралельно працюючими генераторами, що виникають у зв'язку із нерівномірністю ходу первинних двигунів. Всі зроблені в роботі висновки підкріплені відповідними аналітичними розрахунками та графіками.

Ключові слова: синхронний генератор, автоматичний регулятор збудження, статична стійкість, кут вильоту ротора, подовжньо-поперечне збудження

ABSTRACT

The qualifying master's thesis examines the influence of feedback on the the torque angle in the system of automatic voltage regulation of the synchronous generator on its dynamic properties. Namely, the static stability of the operation of the generator on a powerful network, on an active-inductive load during single operation and when operating in parallel with other generators is considered. It is shown that the adjustment of the excitation by the torque angle allows to significantly increase the static stability of oper-

ation and the level of damping of small fluctuations of the mode parameters of the synchronous generator. The most effective is the introduction of feedback on the torque angle in the transverse axis of the excitation of the compensated synchronous generator, which is a synchronous generator of longitudinal-transverse excitation, in which the torque angle is zero in all normal steady-state modes of operation. The static stability of the uniaxial excitation generator also increases, but in a specific mode, which involves constant adjustment of the feedback coefficients of the automatic control system for a specific mode of operation. Also, the introduction of feedback on the torque angle significantly reduces the relative fluctuations of mode parameters between generators operating in parallel, which arise in connection with the velocity fluctuation of the primary engines. All conclusions made in the work are supported by appropriate analytical calculations and graphs.

Key words: synchronous generator, automatic excitation regulator, static stability, torque angle, longitudinal and transverse excitation.

ЗМІСТ

АНОТАЦІЯ	4
ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ	7
ВСТУП.....	8
РОЗДІЛ 1. МАТЕМАТИЧНИЙ ОПИС ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ В АВТОНОМНІЙ ЕНЕРГОСИСТЕМІ	12
1.1. Рівняння синхронної машини	12
1.2. Методика аналізу статичної стійкості автономної електроенергетичної системи	21
1.3. Висновки до розділу 1	25
РОЗДІЛ 2. СТАТИЧНА СТІЙКІСТЬ ПРИ ОДИНОЧНІЙ РОБОТІ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА.....	27
2.1 Статична стійкість роботи синхронного генератора на потужну мережу без урахування перехідних процесів у обмотках.	27
2.2 Стійкість синхронного генератора при роботі на потужну мережу	33
2.3. Стійкість роботи синхронних генераторів на активно-індуктивне навантаження	45
2.4 Висновки до розділу 2	51
РОЗДІЛ 3. ДИНАМІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ СИНХРОННИХ ГЕНЕРАТОРІВ ПРИ ПАРАЛЕЛЬНІЙ РОБОТІ.....	52
3.1 Стійкість паралельної роботи двох синхронних генераторів.....	52
3.2 Відносні коливання режимних параметрів при паралельній роботі двох ідентичних скомпенсованих синхронних генераторів	58
3.3 Висновки до розділу 2	67
ВИСНОВКИ.....	71
СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ	73
Додаток А.....	76
Додаток Б.....	81
Додаток В	85

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ СКОРОЧЕНЬ

ЕЕС – електроенергетична система

ЕРС – електрорушійна сила

ЛАЧХ – логарифмічна амплітудно-частотна характеристика

МРС – магніторушійна сила

САРН – система автоматичного регулювання напруги

СГ – синхронний генератор

СкСГ – скомпенсований синхронний генератор

ВСТУП

Загальний аналіз проблеми статичної стійкості автономних електросистем. 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 суднових синхронних генераторів істотно залежить від їхніх електротехнічних параметрів і, особливо, від параметрів і характеристик автоматичного регулювання частоти обертання.

Статичну межу потужності (а разом і запас аперіодичної стійкості) можна підвищувати, збільшуючи рівень збудження або зменшуючи синхронну реактивність генератора. Останнє зв'язано зі збільшенням повітряного зазору, а отже, з ростом маси, габаритів і вартості генератора. Крім того, зменшення реактивного опору генератора веде до збільшення струму короткого замикання. Відсутність в автономних електроенергетичних системах значних індуктивних опорів ліній забезпечує сприятливі умови для збереження аперіодичної стійкості при великих значеннях синхронного індуктивного опору ($x_d \approx 2,0 \dots 2,2$)

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.

Дослідження підтвердили необхідність збільшення демпфуючої дії генераторів (демперних контурів), розумного зниження коефіцієнтів підсилення регуляторів різного призначення при одночасному введенні в разі потреби коригувальних зворотних зв'язків для забезпечення вимог статичної точності підтримки регульованих параметрів, недопущення нелінійностей типу «люфт» і запізнювань у дії коректорів напруг. З іншого боку, 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.

Актуальність теми. На сьогоднішній день питання розширення меж статичної і динамічної стійкостей автономних електроенергетичних систем актуальне, тому що їхнє рішення дозволить значно поліпшити якість електроенергії в судновій енергосистемі і зменшити імовірність виникнення аварійних ситуацій. У якості основного елемента, що генерує, на судах використовуються синхронні генератори, і проблеми стійкості вирішуються за рахунок удосконалення автоматичних

регуляторів збудження, як у схемотехнічному плані, так і в плані реалізованих законів регулювання. Зазвичай регулювання збудження виконується в залежності від відхилення напруги якоря від заданого значення, від струму якоря та частоти обертання. Але можна припустити, що введення зворотного зв'язку по куту вильоту ротора (тобто куту між поперечною віссю індуктора та зображаючим вектором напруги якоря) дозволить збільшити ступінь статичної стійкості та поліпшити протікання перехідних процесів в ЕЕС.

Мета і задачі досліджень. Мета роботи – аналіз впливу регулювання збудження по куту вильоту ротора на статичну стійкість роботи синхронного генератора у складі автономної електроенергетичної системи.

Для досягнення поставленої мети вирішувалися наступні задачі:

- розробка алгоритму і програми розрахунку статичної стійкості синхронного генератора на основі прийнятої його математичної моделі;
- аналіз статичної стійкості одиночної роботи синхронного генератора при різних конфігураціях закону регулювання збудження на потужну мережу і на активно-індуктивне статичне навантаження;
- аналіз статичної стійкості паралельної роботи синхронних генераторів на єдине активно-індуктивне навантаження при різних конфігураціях закону регулювання збудження;
- порівняльний аналіз статичної стійкості роботи в різних режимах скомпенсованого синхронного генератора і синхронного генератора одноосьового збудження.

Об'єкт дослідження – система автоматичного регулювання напруги синхронного генератора.

Предмет дослідження – статична стійкість роботи синхронних генераторів при регулюванні збудження по куту вильоту ротора.

Методи дослідження. При виконанні роботи використовувалися методи:

- перетворення Парка-Горєва при складанні математичної моделі синхронного генератора;

– метод першого наближення Ляпунова при дослідженні статичної стійкості електроенергетичних систем.

Наукова новизна отриманих результатів. У роботі отримані наступні наукові результати:

1) уперше на основі аналізу статичної стійкості роботи синхронного генератора на потужну мережу отримані аналітичні співвідношення коефіцієнтів підсилення зворотних зв'язків по куту вильоту ротора, що дозволяють настроїти систему відповідно до заданих показників стійкості і забезпечити максимальне демпфювання коливань ротора;

2) уперше на основі аналізу лінеаризованих рівнянь Парка-Горєва теоретично обґрунтований метод аналізу статичної стійкості паралельної роботи ідентичних синхронних генераторів на загальне навантаження, відповідно до якого показники стійкості визначаються з аналізу статичної стійкості підсистем генератор – потужна мережа і генератор – часткове навантаження, що дозволяє значно спростити процес аналізу паралельної роботи синхронних генераторів і синтезу параметрів автоматичних регуляторів збудження.

РОЗДІЛ 1

МАТЕМАТИЧНИЙ ОПИС ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНИХ ПРОЦЕСІВ В АВТОНОМНІЙ ЕНЕРГОСИСТЕМІ

1.1 Рівняння синхронної машини

Одним з перспективних напрямків подальшого удосконалювання автономних електроенергетичних систем (ЕЕС) є застосування в якості генераторів синхронних машин подовжньо-поперечного збудження. Дані машини знайшли широке застосування в промисловій електроенергетиці через можливість при визначеному законі регулювання поліпшити статичну стійкість системи в цілому і здатності стійко працювати в режимах глибокого споживання реактивної потужності. Але особливості автономних електростанцій не дозволяють досвід використання цих машин у промислових системах цілком перенести на автономні. До таких особливостей можна віднести:

- відсутність потужної мережі і, отже, наявність різкої зміни значень напруги і частоти мережі при накидах навантаження й аваріях;
- наявність коротких ліній і пов'язана з цим відсутність значних реактивностей ліній і в той же час наявність відносно великих активних опорів у ланцюзі статора;
- сумірність потужностей генераторів і приводів, а також можливість автономної роботи генератора на асинхронне навантаження порівнянної потужності.

Ці особливості дозволяють говорити про необхідність індивідуального підходу щодо аналізу впливу тих чи інших зворотних зв'язків в системах автоматичного регулювання напруги (САРН) на динамічні властивості автономних енергосистем.

Вище позначені питання вимагають адекватного математичного опису системи з однієї сторони і використання спеціальних методів її аналізу з іншої. Саме цим проблемам і присвячений даний розділ.

Дослідження процесів у синхронних машинах без ряду спрощень неможливе. Справа в тім, що крива намагнічування машини нелінійна, МРС котушок розподі-

лені в просторі несинусоїдально, у сталі виникають вихрові струми і втрати на гістерезис. Усе це приводить до того, що задача аналітичного дослідження машин стає нерозв'язною. При виведенні рівнянь синхронних машин, тобто при їхньому математичному описі, роблять ряд допущень, які дають можливість замість реальної машини з достатнім ступенем точності досліджувати ідеалізовану машину [1].

Ці допущення зводяться до наступного:4

- залежність магнітної індукції машини від напруженості магнітного поля приймається лінійною (ефект магнітного насичення в залізі не враховується, а якщо і враховується, то побічно); це дозволяє використовувати принцип накладення при визначенні результуючого магнітного поля в зазорі;

- розподіл магнітної індукції і МРС обмоток якоря і збудження уздовж окружності вважається синусоїдальним із просторовим напівперіодом, рівним полюсному розподілові, що дозволяє не враховувати вплив вищих гармонік, створених магніторушійною силою обмоток машини і зубчатістю статора і ротора;

- магнітопровід і обмотки машини симетричні, тобто магнітопровід має однакові обриси на всіх полюсних розподілах, обмотки якоря і збудження ідентичні для всіх полюсів машини; це дає можливість обмежитися розглядом процесів у двохполюсній синхронній машині, тому що фізичні процеси, які протікають у ній і в багатополіусній машині, виявляються цілком еквівалентними.

Вихідними рівняннями для дослідження перехідних процесів у синхронних машинах є диференціальні рівняння в нерухомих осях A , B , C . Однак, використання зазначених рівнянь для досліджень і розрахунків електроенергетичних систем зв'язано з незручностями, викликаними тим, що більшість коефіцієнтів взаємоіндукції і самоіндукції, як відомо, є періодичними функціями кута повороту ротора.

Відомо, що на підставі прийнятих допущень за допомогою лінійного перетворення можна одержати так звані перетворені рівняння Парка-Горєва, які виявляються значно простішими при 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 [2, 3]. Рівняння спрощуються, тому що не містять періодично мінливих коефіцієнтів, які мають 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 [4] і проілюстровані для режиму генератора на рис 1.1. Такий вибір напрямку осей припускає позитивні знаки проекцій струму якоря I_d та I_q у генераторному режимі при перезбудженні машини.

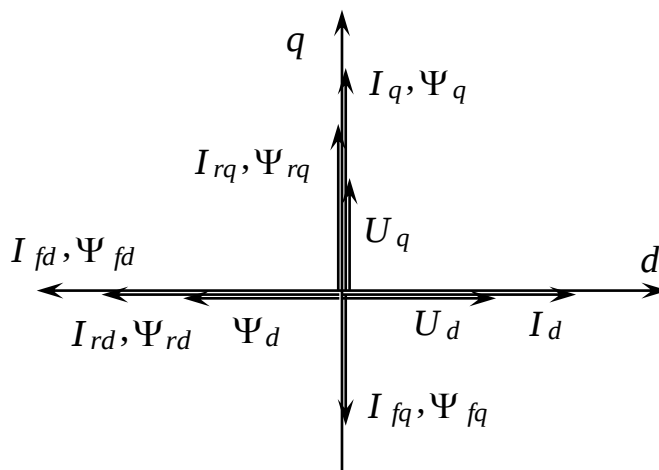


Рисунок 1.1. Напрямки складових струмів та потокозчеплень по осям d и q

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 перемінних (напруги, струму, магнітного потіку і ін.), що мають ту ж фізичну розмірність. У даній роботі прийнята наступна система базисних одиниць:

для обмоток якоря

– $U_{\phi} = U_{m \text{ ном}}$ – амплітуда номінальної фазної напруги статора;

– $I_{\phi} = I_{m \text{ ном}}$ – амплітуда номінального фазного струму статорної обмотки;

- $\omega_6 = \omega_s = 2\pi f_n$ – синхронна кутова частота;
- $\Psi_6 = U_6 / \omega_6$ – базисне потокозчеплення якоря;
- $Z_6 = U_6 / I_6$ – базисний опір статора;
- $S_6 = \frac{3}{2} U_6 I_6$ – повна трифазна потужність;
- $M_6 = P_6 / \omega_6$ – базисний момент, що відповідає активній потужності $P_6 = S_6$ при синхронній кутовій частоті;

для роторних обмоток збудження (f) і заспокійливих обмоток (r)

- $I_{xy6} = U_6 / x_{axy}$ – базисний струм обмотки x по осі y ;
- $U_{xy6} = I_{xy6} r_{xy} = U_6 r_{xy} / x_{axy}$ – базисна напруга обмотки;
- $\Psi_{xy6} = L_{xy} I_{xy} = U_6 r_{xy} / (x_{axy} \omega_s)$ – базисне потокозчеплення обмотки;
- $Z_{xy6} = r_{xy}$ – базисний опір обмотки, який дорівнює її активному опоріві.

В обраній системі координат з урахуванням прийнятої системи базисних одиниць рівняння Парка-Горєва у відносних одиницях для синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження можуть бути записані в такому вигляді [5]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt} \Psi_d + \Psi_q \omega_r - r_a I_d &= U_d; \\ -\frac{d}{dt} \Psi_q + \Psi_d \omega_r - r_a I_q &= U_q; \\ T_{do} \frac{d}{dt} \Psi_{fd} + I_{fd} &= U_{fd}; \\ T_{qo} \frac{d}{dt} \Psi_{fq} + I_{fq} &= U_{fq}; \\ T_{1d} \frac{d}{dt} \Psi_{rd} + I_{rd} &= 0; \\ T_{1q} \frac{d}{dt} \Psi_{rq} + I_{rq} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (1.1)$$

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, r_q – заспокійлива обмотка по поперечній осі); U_x – напруги на відповідних обмотках; T_{do}, T_{qo} – сталі часу ланцюга збудження по подовжній і поперечній осях відповідно при розімкненому ланцюзі статора; T_{1d}, T_{1q} – сталі часу заспокійливих контурів по подовжній і поперечній осі; r_a – активний опір обмотки статора; ω_r – кутова швидкість ротора синхронної машини.

Для машини одноосного збудження система рівнянь та ж сама за виключенням рівняння для поперечної обмотки збудження.

Зв'язок між потокозчепленнями і струмами обмоток визначається системою лінійних рівнянь [6];

$$\left. \begin{aligned} \Psi_d &= -x_d I_d + I_{fd} + I_{rd}; \\ \Psi_{fd} &= -k_{sfd} x_{ad} I_d + I_{fd} + k_{sfd} I_{rd}; \\ \Psi_{rd} &= -k_{srd} x_{ad} I_d + k_{srd} I_{fd} + I_{rd}; \\ \Psi_q &= x_q I_q - I_{fq} + I_{rq}; \\ \Psi_{fq} &= -k_{sfq} x_{aq} I_q + I_{fq} - k_{sfq} I_{rq}; \\ \Psi_{rq} &= k_{srq} x_{aq} I_q - k_{srq} I_{fq} + I_{rq}, \end{aligned} \right\} \quad (1.2)$$

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 записі рівнянь (1.1) і (1.2) були враховані знаки проекцій, що дуже зручно, тому що дозволяє оперувати абсолютними значеннями параметрів.

Представлені рівняння (2.1) та (2.2) отримані без врахування насичення магнітопроводу. У реальних же умовах, як відомо, через насичення заліза магнітопроводу машини залежності потокозчеплення статора і ротора від струмів не є лінійними. Відповідно до цього при всякій зміні режиму значення індуктивних опорів не залишається постійним.

В автономних ЕЕС, де індуктивний опір лінії складає незначну величину (2...5%), зміна індуктивних опорів машини через насичення може відбитися на результатах розрахунку. Зазвичай насичення враховують введенням насичених па-

раметрів у таких режимах, як накиди навантаження, віддалене коротке замикання, оцінка статичної стійкості. У визначених межах цей прийом себе виправдує. Однак більш строгий розрахунок вимагає розрахунку зміни насичення магнітопроводу у процесі перехідного режиму.

Найбільш вдалим і відносно простим методом розрахунку насичення варто визнати метод, запропонований у книзі А.А. Горєва [4]. 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 магнітопроводу (для неявнополюсних синхронних машин це справедливо тільки при малих значеннях поперечного магнітного потоку). Тут не враховується вплив магнітного потоку, обумовлений 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, розрахунок насичення зводиться до графічного знаходженню 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_{idH} , що відповідає ненасиченій машині. Після чого знаходиться коефіцієнт насичення $\eta = E_{id} / E_{idH}$.

Щоб полегшити визначення розрахунків, нелінійні характеристики $\eta = f(E_{id})$ апроксимуються. Простим виразом для розрахунків є поліном третього ступеня.

Коефіцієнти полінома для різних типів суднових машин були визначені В.А. Целемечким по методу найменших квадратів [4]. З урахуванням цих коефіцієнтів залежність $\eta = f(E_{id})$ для явнополюсних синхронних генераторів буде визначатися рівнянням (1.3), а для неявнополюсних – рівнянням (1.4):

$$\eta = 1 - 0,47133 \cdot E_{id} + 1,47388 \cdot E_{id}^2 - 1,25343 \cdot E_{id}^3; \quad (1.3)$$

$$\eta = 1 - 0,24311 \cdot E_{id} + 0,86043 \cdot E_{id}^2 - 0,77541 \cdot E_{id}^3. \quad (1.4)$$

З урахуванням коефіцієнта насичення система рівнянь (1.2) перепишеться в такий спосіб:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_d &= -(\eta x_{ad} + x_s) I_d + \eta I_{fd} + \eta I_{rd}; \\ \Psi_{fd} &= -\eta k_{sfd} x_{ad} I_d + ((\eta - 1)k_{sfd} + 1) I_{fd} + \eta k_{sfd} I_{rd}; \\ \Psi_{rd} &= -\eta k_{srd} x_{ad} I_d + \eta k_{srd} I_{fd} + ((\eta - 1)k_{srd} + 1) I_{rd}; \\ \Psi_q &= x_q I_q - I_{fq} + I_{rq}; \\ \Psi_{fq} &= -k_{sfq} x_{aq} I_q + I_{fq} - k_{sfq} I_{rq}; \\ \Psi_{rq} &= k_{srq} x_{aq} I_q - k_{srq} I_{fq} + I_{rq}, \end{aligned} \right\} \quad (1.5)$$

де x_s – реактивний опір обмотки статора.

Рівняння моментів синхронної машини у відносних одиницях визначається рівнянням (1.6):

$$T_j \cdot \frac{d}{dt} \omega_r - M_\vartheta = M_m, \quad (1.6)$$

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 в автономних ЕЕС можна вважати, що для кожного положення регулювальних органів первинного двигуна у всіх точках його проточної частини миттєво установлюються визначені параметри робочого тіла [4]. 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 ходу.

З огляду на саморегулюючу властивість первинного двигуна, що характеризується похідною $\frac{dM_m}{ds} = -D$, і відносно відхилення регулюючого органу μ , момент первинного двигуна можна визначити наступним чином:

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

де $s = (\omega_r - \omega_s) / \omega_s$ – відхилення швидкості обертання ротора агрегату від синхронної швидкості; ω_s – синхронна кутова швидкість.

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

$$M_m = -D \cdot s - \frac{s}{\delta} \quad \text{або} \quad M_m = k_\omega (\omega_s - \omega_r) \quad (1.7)$$

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

Саме по рівнянню (1.7) і буде надалі визначатися значення механічного моменту. У зв'язку з тим, що в даній роботі проводиться аналіз САРН, подібна ідеалізація системи автоматичного регулювання частоти можна вважати виправданою.

Що стосується закону регулювання збудження синхронного генератора, то він залежить від кількості обмоток збудження та принципів реалізації САРН.

У випадку генератора одноосного збудження напруга збудження регулюється в залежності від відхилення напруги U та реактивного струму якоря i_p . Робота присвячена питанню визначення впливу зворотного зв'язку по куту вильоту ротора Θ на динамічні властивості генератора, тому в подальшому для генератора одноосного збудження приймемо наступний закон регулювання:

$$U_f = U_{fxx} + k_u (U_3 - U) + k_d i_p + k_\Theta \Theta + k_{\Theta 1} \frac{d\Theta}{dt} + k_{\omega 1} \frac{d\omega}{dt}, \quad (1.8)$$

де $i_p = i_d \cos(\Theta) - i_q \sin(\Theta)$ – реактивний струм якоря; U_3 и U_{fxx} – задана напруга якоря та напруга холостого ходу генератора; $k_u, k_\Theta, k_{\Theta 1}, k_{\omega 1}$ – коефіцієнти підсилення по відхиленню напруги якоря, по відхиленню і першій похідній кута вильоту ротора і по похідній частоти обертання ротора.

Що стосується синхронного генератора подовжньо-поперечного збудження, для нього більш цікавим є скомпенсований режим роботи, в якому кут вильоту ротора в усталених режимах підтримується рівним нулю. В цьому випадку активний i_a і реактивний i_p струми якоря дорівнюють відповідно поперечній I_q та подовжній I_d складовим, а регулювання напруг збудження у загальному вигляді визначається наступними рівняннями [7, 8]:

$$\left. \begin{aligned} U_{fd} &= U_{fd0} + k_d x_a i_d + k_{d1} x'_a T_{do} \frac{di_d}{dt} + k_u (U_3 - U); \\ U_{fq} &= k_q x_a i_q + k_{q1} x'_a T_{qo} \frac{di_q}{dt} + k_\Theta \Theta + k_{\Theta 1} \frac{d\Theta}{dt} + k_{\omega 1} \frac{d\omega}{dt}, \end{aligned} \right\} \quad (1.9)$$

де ω – поточна частота обертання; k_d і k_q – коефіцієнти підсилення зворотних зв'язків по подовжній і поперечній складовим струму якоря; k_{d1} і k_{q1} – коефіцієнти підсилення зворотних зв'язків по похідним подовжньої і поперечній складовим струму якоря.

Таким чином, рівняння (1.1) – (1.9) описують електромеханічні процеси в синхронній машині. Однак, крім рівнянь самої машини необхідно мати математичний опис навантаження, паралельно з яким вона працює.

Статичне навантаження, як правило, включає активну r_H й індуктивну x_H складові. Тому рівняння статичного навантаження у відносних одиницях і в обрідній системі координат будуть визначатися системою диференціальних рівнянь (1.10) [4]:

$$\left. \begin{aligned} U_d &= r_H I_d + x_H \frac{d}{dt} I_d - x_H I_q \omega_r; \\ U_q &= r_H I_q + x_H \frac{d}{dt} I_q + x_H I_d \omega_r, \end{aligned} \right\} \quad (1.10)$$

Крім того, при розгляді паралельної роботи двох генераторів на загальне навантаження необхідно ввести рівняння зв'язку:

$$\left. \begin{aligned} I_{q1} + I_{q2} \cos(\Theta_{12}) - I_{d2} \sin(\Theta_{12}) &= I_{qn} ; \\ I_{d1} + I_{q2} \sin(\Theta_{12}) + I_{d2} \cos(\Theta_{12}) &= I_{dn} ; \\ \Theta_{12} &= \Theta_1 - \Theta_2 ; \quad p \Theta_{12} = \omega_1 - \omega_2 , \end{aligned} \right\} \quad (1.11)$$

де індекси 1, 2, "н" говорять про приналежність даних параметрів відповідно першому генераторові, другому генераторові і навантаженню.

Системи рівнянь (1.1) – (1.11) не містять складової нульової послідовності, тому що в автономних ЕЕС нейтраль синхронної машини зазвичай ізольована.

1.2 Методика аналізу статичної стійкості автономної електроенергетичної системи

Відповідно до [9] під статичною стійкістю розуміють здатність системи самостійно відновлювати вихідний режим роботи при малому короткочасному збурюванні. У зв'язку з цим забезпечення статичної стійкості паралельної роботи синхронних генераторів – одна з найважливіших практичних задач, тому що тільки при її рішенні стають фізично здійсненними основні режими автономної ЕЕС із заданими характеристиками по якості електроенергії.

З іншого боку, параметри САРН відносяться до числа головних факторів, що визначають стійкість паралельної 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 [10, 11, 12].

Загальним методом рішення задач статичної стійкості електроенергетичних систем є метод першого наближення (перший метод) А.М. Ляпунова, що полягає в наступному. Нехай розглянута система описується нелінійними диференціальними рівняннями, що не містять явно часу t

$$\frac{d y_k}{d t} = Y_k(y_1, y_2, \dots, y_n), \quad \text{где } k=1, 2, \dots, n, \quad (1.12)$$

y_k – узагальнені координати системи, тобто перемінні, що описують її стан.

Усталений стан системи перед початком нового режиму описується рішенням рівнянь

$$Y_k(y_1, y_2, \dots, y_n) = 0,$$

звідки можна знайти початкові координати системи ($y_1 = y_{1н}$, ..., $y_n = y_{нн}$), щодо яких розглядаються коливання.

Введемо в розгляд відхилення x_k координат від усталеного значення $y_{кн}$. Їхня підстановка в рівняння (1.12) приводить до системи рівнянь (1.13):

$$\frac{d x_k}{d t} = X_k(x_1, x_2, \dots, x_n), \quad (1.13)$$

де $x_k = y_k - y_{кн}$; $X_k(x_1, x_2, \dots, x_n) = Y_k(x_1 + y_{1н}, x_2 + y_{2н}, \dots, x_n + y_{нн})$.

Якщо функції $X_k(x_1, x_2, \dots, x_n)$ допускають розкладання в степеневі ряди Тейлора, що сходяться в околиці заданих координат, то рівняння (1.13) після розкладання приймають вид

$$\frac{d x_k}{d t} = b_{k1} x_1 + b_{k2} x_2 + \dots + b_{kn} x_n + R_k(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (1.14)$$

де $R_k(x_1, x_2, \dots, x_n)$ – функція, що складається з членів вище першого порядку в цьому розкладанні. При досить малому відхиленні, зневажаючи R_k , одержуємо лінеаризовані рівняння (1.15), називані рівняннями першого наближення, яким відповідає характеристичне рівняння (1.16):

$$\frac{d x_k}{dt} = b_{k1} x_1 + b_{k2} x_2 + \dots + b_{kn} x_n \quad (1.15)$$

$$a_0 p^n + a_1 p^{n-1} + a_2 p^{n-2} + \dots + a_{n-1} p + a_n = 0 \quad (1.16)$$

Для дослідження статичної стійкості системи методом першого наближення принципово важливі наступні теореми Ляпунова [9]:

– якщо всі корені характеристичного рівняння системи першого наближення мають негативні дійсні частини, то незбурений рух стійкий і притому асимптотично, які б не були члени вищих порядків у диференціальних рівняннях збуреного руху;

– якщо серед коренів характеристичного рівняння системи першого наближення мається хоча б один з позитивною дійсною частиною, то незбурений рух нестійкий при будь-якому виборі членів порядку вище першого в диференціальних рівняннях руху.

Таким чином, аналіз статичної стійкості ЕЕС зводиться до лінеаризації нелінійних диференціальних рівнянь, запису характеристичного рівняння й аналізу коренів останнього [13]. У рамках загальної методології був розроблений цілий ряд інженерних методів дослідження статичної стійкості електроенергетичних систем. Зокрема в [14] виділяється два основних підходи: метод П.С. Жданова і метод А.А. Горєва. Обидва відрізняються способом запису вихідних рівнянь системи й одержали найбільший розвиток у працях вітчизняних учених. Серед спрощених розрахунків необхідно відзначити метод оцінки статичної стійкості по вираженнях додаткових членів електромагнітного моменту (синхронізуючі і демпферні моменти), що відрізняється ясністю фізичного трактування, а в ряді випадків і ефективністю [15]. Однак еталонним з погляду точності вважається аналіз статичної стійкості по повним рівнянням Парка-Горєва, що описують досліджувану систему. Саме цей метод розглядався як основний у [4] і використовувався в [16] для аналізу стійкості в малому суднової ЕЕС. Крім того в [17] показана ефективність кількісного аналізу стійкості за чисельним значенням коренів характеристичного рівняння.

На підставі сказаного в даній роботі аналіз статичної стійкості проводиться по повних рівняннях Парка-Горєва, які після лінеаризації за правилами варіаційного обчислення [18] можна записати в такий спосіб:

$$B(p) \cdot \delta x = 0, \quad (1.17)$$

де δx – вектор параметрів, що варіюються; $B(p)$ – квадратна матриця коефіцієнтів, кількість рядків у якій відповідає кількості рівнянь досліджуваної системи, а елементи рядка відповідають коефіцієнтам при параметрах системи, що варіюються; p – знак диференціювання.

Якщо систему лінеаризованих рівнянь звести до виду (1.17), то характеристичне рівняння знаходиться, як визначник матриці стану системи:

$$D(p) = |B(p)|. \quad (1.18)$$

З отриманого характеристичного рівняння можна визначити його корені і ступінь статичної стійкості системи, як найбільшу дійсну частину знайдених коренів [19]. Якщо ступінь стійкості виявляється позитивним, то по теоремі Ляпунова система не стійко, а якщо негативним, то система стійка.

Обраний алгоритм розрахунку стійкості є досить складним у реалізації. Це зв'язано з тим, що навіть для простої системи подовжньо-поперечний синхронний генератор – активно-індуктивне статичне навантаження приходить вирішувати характеристичне рівняння п'ятого порядку, а одержання його коефіцієнтів в аналітичному вигляді без яких-небудь спрощень є практично недоцільним через громіздкість їхнього запису. Це привело до необхідності рішення задачі статичної стійкості за допомогою алгебраїчного критерію Грувица або чисельними методами, використовуючи потужний математичний апарат існуючого програмного забезпечення (наприклад, *MathCAD*).

Необхідно також відзначити, що усі висновки зроблені в даній роботі зі статичної стійкості носять якісний характер і не прив'язані до конкретного генератора. Це дозволило аналізувати віртуальний генератор. З іншого боку, параметри

синхронних генераторів у відносних одиницях мають малий розкид, що дозволяє отримані результати поширити на широкий спектр потужностей синхронних машин. Так для синхронних генераторів серії МСК великої потужності на 1500 об./мин. відповідно до [22] основні параметри змінюються в наступних межах:

- реактивний опір обмотки статора $x_s = 0.06 \dots 0.08$ о.е.;
- синхронний реактивний опір по подовжній осі $x_d = 2 \dots 2.1$ о.е.;
- перехідний реактивний опір по подовжній осі $x'_d = 0.18 \dots 0.24$ о.е.;
- активний опір фази обмотки статора $r_a = 0.008 \dots 0.015$ о.е.;
- інерційна постійна часу генераторного агрегату залежить від типу приводного двигуна і для дизельної установки $T_j \approx 1.5$ с. ≈ 470 синхр. с., а для газотурбінної $T_j \approx 14$ с. ≈ 4400 синхр. с..
- постійна часу обмотки збудження при незамкнутій обмотці статора $T_{d0} = 2.6 \dots 4.2$ с. $= 816 \dots 1320$ синхр. с.

Для віртуального синхронного генератора були прийняті наступні параметри: $x_s = 0.08$ о.е.; $x_d = 2$ о.е.; $x'_d = 0.2$ о.е.; $r_a = 0.013$ о.е.; $T_{d0} = 1000$ синхр. с.; $T_{q0} = 500$ синхр. с.; $T_j = 2000$ синхр. с..

1.3. Висновки до розділу 1

1.3.1. Представлено рівняння Парка-Горєва для синхронної машини і статичного активно-індуктивного навантаження, на підставі яких надалі проводитиметься аналіз впливу зворотного зв'язу по куту вильоту ротора на статичну стійкість роботи синхронного генератора у складі автономної ЕЕС. Рівняння записані в обраній системі координат і відносній системі одиниць.

1.3.2. Залежність моменту приводного двигуна від швидкості обертання представлена тільки статичною характеристикою без врахування динамічних властивостей системи автоматичного регулювання частоти.

1.3.3. Для аналізу статичної стійкості обраний загальноприйнятий метод першого наближення Ляпунова. Обрана методика дослідження статичної стійкості передбачає наступні етапи: запис повних рівнянь Парека-Горєва для досліджуваної системи і їхня лінеаризація за правилами варіаційного вирахування; визначення характеристичного рівняння системи і його чисельне рішення; визначення ступеня статичної стійкості системи, як найбільшої дійсної частини коренів характеристичного рівняння.

РОЗДІЛ 2

СТАТИЧНА СТІЙКІСТЬ ПРИ ОДИНОЧНІЙ РОБОТІ СИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

2.1 Статична стійкість роботи синхронного генератора на потужну мережу без урахування перехідних процесів у обмотках.

Синхронні машини з однією обмоткою збудження на роторі широко використовуються в електроенергетиці, працюючи в режимах генератора, двигуна, компенсатора. Однак область застосування синхронних машин істотно розширюється у випадку використання на роторі двох обмоток збудження, зсунутих на деякий кут.

Найбільше поширення отримала конструкція з кутом зсуву 90° електричних градусів. Вона (рис. 2.1) 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.

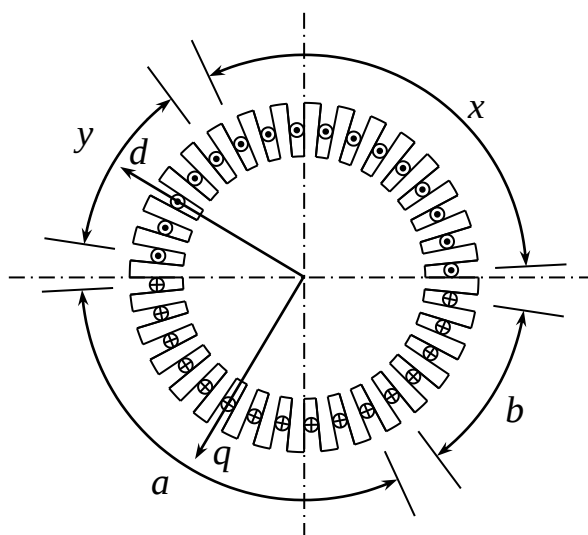


Рисунок 2.1. Неявнополюсний ротор

із двома неоднаковими обмотками збудження ax і by

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 зображаючий 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 відхилятися від положення осі q відповідним чином. Тому для визначення положення зображаючого 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 зображаючими векторами напруги якоря та сумарної ЕРС збудження. Кут вильоту ротора Θ – це кут між зображаючим вектором напруги якоря та віссю q .

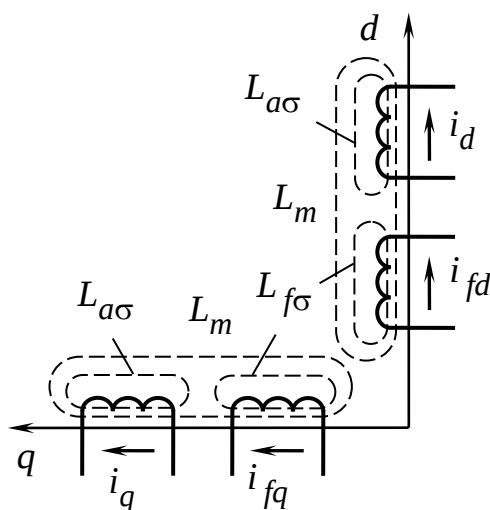


Рисунок 2.2. Модель перетвореної синхронної машини
із симетричним ротором в осях d и q

На рисунку 2.3 представлена спрощена векторна діаграма подовжньо-поперечної машини без урахування падіння напруги на активному опорі якоря. На ньому наступні позначення: E_{fd} та E_{fq} – зображаючі вектори ЕРС, що індукуються в обмотці якоря відповідно подовжньою та поперечною обмотками збудження; E_Σ – зображаючий вектор сумарної ЕРС, що індукується полем збудження в обмотці якоря; U та I – зображаючі вектори напруги та струму якоря; $jI_a\chi_a$ – падіння напруги на головному синхронному індуктивному опорі синхронної машини χ_a , що характеризує вплив реакції якоря та потоків розсіювання на величину напруги якоря під навантаженням.

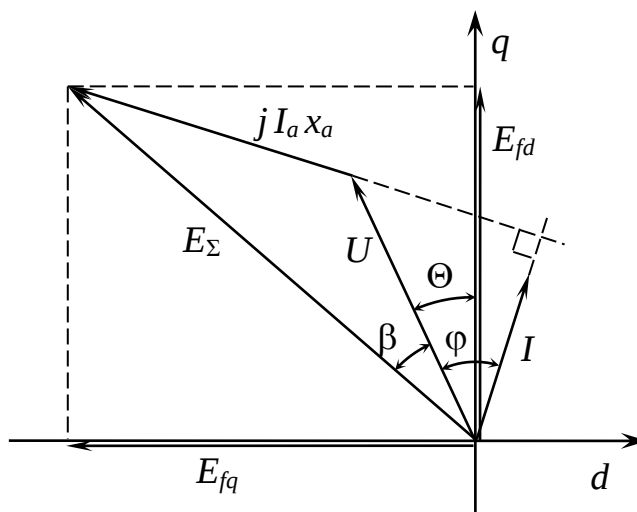


Рисунок 2.3. Спрощена векторна діаграма синхронної машини подовжньо поперечного збудження

На рис. 2.3 кут Θ є від'ємним, а кут β – позитивним.

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

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

- 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 ($E_{fq} = 0$):

$$\begin{aligned} E_{fd\approx} &= E_{fd} + k_d \Delta\Theta; \\ P_d(\Theta) &= \frac{(E_{fd} + k_d \Delta\Theta) U}{x_a} \sin(\Theta); \\ P_{\text{синхр.}} &= \frac{dP}{d\Theta} = \frac{E_{fd} U}{x_a} \cos(\Theta) + \frac{k_d U}{x_a} \sin(\Theta) \geq 0; \\ \text{tg}(\Theta) &\leq -\frac{E_{fd}}{k_d}; \quad \text{tg}(\Theta_{\text{крит.}}) = -\frac{E_{fd}}{k_d}. \end{aligned}$$

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:

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

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

$$P_{\text{синхр.}} = \frac{dP}{d\Theta} = \frac{E_{fd}U}{x_a} \cos(\Theta) - \frac{E_{fq}U}{x_a} \sin(\Theta) + \frac{k_d U}{x_a} \sin(\Theta) + \frac{k_q U}{x_a} \cos(\Theta) \geq 0. \quad (2.1)$$

Для подальшого аналізу отриманого критерію стійкості розглянемо першу половину виразу:

$$\begin{aligned} & \frac{E_{fd}U}{x_a} \cos(\Theta) - \frac{E_{fq}U}{x_a} \sin(\Theta) = \\ & = \frac{E_{\Sigma} \cos(\beta - \Theta)U}{x_a} \cos(\Theta) - \frac{E_{\Sigma} \sin(\beta - \Theta)U}{x_a} \sin(\Theta) = \frac{E_{\Sigma}U}{x_a} \cos(\beta). \end{aligned}$$

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 (2.1) 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.

2.2 Стійкість синхронного генератора при роботі на потужну мережу

У пункті 2.1 був проведений аналіз стійкості синхронних генераторів без урахування дії автоматичних регуляторів збудження. Розглянемо, як впливає регулювання збудження по куту вильоту ротора на стійкість паралельної роботи з потужною мережею. Рівняння Парка-Горєва для неявнополюсної синхронної машини подовжньо-поперечного збудження описуються рівняннями (1.1, 1.2, 1.6), у яких необхідно прийняти $x_d = x_q = x_a$. Якщо зневажити описом демпферних контурів, то дані рівняння можна переписати у виді наступної системи:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d}{dt}(I_{fd} - x_d I_d) + \omega (x_q I_q - I_{fq}) - r_a I_d &= U_d ; \\ \frac{d}{dt}(x_q I_q - I_{fq}) - \omega (I_{fd} - x_d I_d) + r_a I_q &= -U_q ; \\ T_{d0} \frac{d}{dt}(I_{fd} - (x_d - x'_d) I_d) + I_{fd} &= U_{fd} ; \\ T_{q0} \frac{d}{dt}(I_{fq} - (x_q - x'_q) I_q) + I_{fq} &= U_{fq} ; \\ T_j \frac{d}{dt} \omega + (I_{fd} I_q - I_{fq} I_d - I_d I_q (x_d - x_q)) &= M_m , \end{aligned} \right\} \quad (2.2)$$

де прийняті наступні заміни $(x_d - x'_d) = k_{sfd} x_{ad}$ і $(x_q - x'_q) = k_{sfq} x_{aq}$.

Нехай напруги збудження машини змінюється відповідно із рівняннями (1.9), справедливими для скомпенсованого синхронного генератора (СкСГ). При роботі на потужну мережу зворотний зв'язок по похідній частоти обертання ротора еквівалентний зворотному зв'язку по другій похідній від кута вильоту ротора, уведення якого, як буде показано при аналізі характеристичного рівняння, дозволяє поліпшити показники стійкості. Однак, при одиночній роботі СкСГ на активно-індуктивне навантаження позитивний зворотний зв'язок по другій похідній від кута вильоту ротора не впливає на показники стійкості системи, у той же час зворотний зв'язок по похідній частоти обертання дозволяє поліпшити ці показники.

Лінеаризуємо рівняння (1.9), (1.7) і (2.2) і представимо їх в операторній формі при нульових початкових умовах у виді добутку матриці стану системи $A_{ps}(p)$ і вектора параметрів δF_{ps} , які варіюються:

$$A_{ps}(p) \cdot \delta F_{ps} = 0, \quad (2.3)$$

$$\text{де } \delta F_{ps} = \text{colon}(\delta i_d, \quad \delta i_q, \quad \delta i_{fd}, \quad \delta i_{fq}, \quad \delta \omega, \quad \delta \Theta) ;$$

$$A_{ps}(p) = \begin{bmatrix} -(px_a + r_a) & \omega_H x_a & \omega_H x_a & (px_a + r_a) \\ - (T_{d0} p (x_a - x'_a (1 - k_{d1})) + k_d x_a) & 0 & - (T_{q0} p (x_a - x'_a (1 - k_{q1})) + k_q x_a) & \dots \\ 0 & -i_{fqH} & i_{fdH} & 0 \\ -i_{fqH} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} p & -\omega_H & x_a i_{qH} - i_{fqH} & -U_H \\ -\omega_H & -p & x_a i_{dH} - i_{fdH} & 0 \\ T_{d0} p + 1 & 0 & 0 & 0 \\ \dots & 0 & T_{q0} p + 1 & -k_{\omega 1} p & -k_{\Theta} - k_{\Theta 1} p \\ i_{qH} & -i_{dH} & T_j p + k_{\omega} & 0 \\ 0 & 0 & -1 & p \end{bmatrix}.$$

При лінеаризації рівнянь був врахований той факт, що при роботі на потужну мережу варіація напруги якоря дорівнює нулеві $\delta U = 0$, а похідна по куту вильоту ротора дорівнює відхиленню частоти обертання ротора від синхронної $p\Theta = (\omega - 1)$. Останнє впливає з наступних суджень. Положення вектора напруги в просторі задається потужною мережею і не залежить від коливань режимних параметрів машини. Тому прискорення ротора, викликане змінами режимних параметрів машини, приведе до однакових прискорень кута повороту ротора і кута вильоту ротора.

У рівнянні (2.3) і далі індекс "н" указує на те, що даний параметр відповідає початковому сталому режимові, щодо якого розглядаються малі коливання δ цих параметрів.

Зневажаючи перехідними процесами в обмотках якоря і їхніми активними опорами, розв'язавши систему рівнянь (2.3) щодо варіації кута вильоту ротора, одержимо характеристичне рівняння системи

$$\left[T_j p^2 + k_\omega p + A(p) + B(p) \right] = \Phi(p) = 0, \quad (2.4)$$

$$A(p) = i_{fdH} \delta i_q - i_{dH} \delta i_{fq} = \frac{\left(T_{q0} p (i_{fdH} - i_{dH} [x_a - x'_a (1 - k_{q1})]) + (i_{fdH} - i_{dH} k_q x_a) \right) \cdot \left(U_H \cos \Theta_H - p (i_{qH} x_a - i_{fqH}) \right) + (k_\Theta + k_{\Theta 1} p + k_{\omega 1} p^2) (i_{fdH} - i_{dH} x_a) \omega_H}{\omega_H (x'_a T_{q0} p (1 - k_{q1}) + x_a (1 - k_q))};$$

$$B(p) = i_{qH} \delta i_{fd} - i_{fqH} \delta i_d = \frac{\left(T_{d0} p (i_{qH} [x_a - x'_a (1 - k_{d1})] - i_{fqH}) + (i_{qH} k_d x_a - i_{fqH}) \right) \cdot \left(U_H \sin \Theta_H - p (i_{dH} x_a - i_{fdH}) \right)}{\omega_H (x'_a T_{d0} p (1 - k_{d1}) + x_a (1 - k_d))}.$$

Рівняння (2.4) є неповним характеристичним рівнянням системи і характеризує тільки механічні коливання ротора. Якщо розв'язати систему (2.3) щодо варіації δi_d , прийдемо до наступного рівняння:

$$\Phi(p) [T_{d0} x'_a (1 - k_{d1}) p + x_a (1 - k_d)] = 0, \quad (2.5)$$

Відмінність рівнянь (2.4) і (2.5) можна пояснити тим, що в СкСТГ регулювання збудження в подовжній осі не викликає зміни електромагнітного моменту і відповідно збільшення кута Θ . З іншого боку, зміна кута Θ впливає на збільшення електромагнітних параметрів генератора в обох осях.

Аналіз (2.5) дозволяє відповісти на запитання про стійкість усієї системи в досліджуваному сталому режимі, що у свою чергу задовольняє системі рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} \omega_H (i_{fdH} - i_{dH} x_a) &= U_{qH} = U_H \cos \Theta_H; \\ \omega_H (i_{qH} x_a - i_{fqH}) &= U_{dH} = U_H \sin \Theta_H; \\ i_{fdH} &= U_{xx} + k_d x_a i_{dH} - k_u (U_H - U_{xx}); \\ i_{fqH} &= k_q x_a i_{qH} + k_\Theta \Theta_H. \end{aligned} \right\}$$

Другий множник (2.5) дає один з коренів характеристичного рівняння:

$$p = -x_a(1 - k_d)/[T_{d0}x'_a(1 - k_{d1})]. \quad (2.6)$$

З теорії електроенергетичних систем відомо, що паралельна робота синхронних генераторів неможлива при негативному статизмі зовнішніх характеристик генераторів. Тобто коефіцієнт токової компенсації в подовжній осі не повинен перевищувати одиниці $k_d < 1$, тому для одержання негативного значення кореня необхідно, щоб виконувалась нерівність $k_{d1} \leq 1$.

Розглянемо рівняння (2.4), що є першим множником (2.5).

Для забезпечення скомпенсованого режиму роботи необхідно, щоб коефіцієнт k_q дорівнював одиниці, а кут $\Theta_H = 0$. Більш того, для простоти подальшого аналізу вважаємо $\omega_H = 1$ і $U_H = 1$, тоді

– якщо коефіцієнти $k_{q1} = k_{d1} = 1$ і $k_{\omega 1} = k_{\Theta 1} = 0$, рівняння (2.4) зміниться до виду

$$T_{q0} p + 1 + k_{\Theta} = 0,$$

звідки корінь рівняння $p = -(1 + k_{\Theta})/T_{q0}$, що при $k_{\Theta} > -1$ має негативне значення;

– якщо $k_{d1}, k_{q1} \neq 1$ і $k_{\omega 1} = k_{\Theta 1} = 0$, рівняння (2.4) перепишеться в такий спосіб

$$\begin{aligned} & (1 - k_{q1})x'_a T_{q0} T_j p^3 + (1 - k_{q1})(k_{\omega} - i_{qH})x'_a T_{q0} p^2 + \\ & + (1 + (1 - k_{q1})x'_a i_{dH})T_{q0} p + (k_{\Theta} + 1) = 0; \end{aligned} \quad (2.7)$$

аналіз характеристичного рівняння (2.7) за алгебраїчним критерієм Гурвиця дозволяє одержати критерії стійкості руху ротора

$$\left. \begin{aligned} & k_{\omega} > i_{qH}; \quad k_{q1} < 1; \quad i_{dH} > \frac{1}{x'_a(k_{q1} - 1)}; \\ & k_{\Theta} + 1 < \frac{T_{q0}(k_{\omega} - i_{qH})(1 + (1 - k_{q1})x'_a i_{dH})}{T_j}; \end{aligned} \right\}$$

виходячи з нерівностей, можна зробити наступні висновки:

по-перше, стійкість системи залежить від параметрів сталого режиму роботи СКСГ, однак i_{qH} у номінальному режимі звичайно на порядок нижче k_{ω} і стійкість системи у всьому діапазоні робочих режимів в основному визначається коефіцієнтами k_{Θ} і k_{q1} ;

по-друге, коефіцієнт k_{q1} повинен бути менше або дорівнювати одиниці;

по-третє, коефіцієнт k_{Θ} не повинен перевищувати відповідного значення, але його збільшення приводить до більш швидкого протікання перехідних процесів, що впливає зі збільшення середньогометричного кореня

$$\Omega_0 = \sqrt[n]{\frac{a_n}{a_0}} = \sqrt[3]{\frac{1 + k_{\Theta}}{(1 - k_{q1}) x'_a T_{q0} T_j}};$$

– якщо прийняти $k_{d1}, k_{q1} \neq 1$, а $k_{\omega 1} = x'_a T_{q0} k_{\Theta 20}$ і $k_{\Theta 1} = T_{q0} k_{\Theta 10}$, то характеристичне рівняння (2.4) прийме вид

$$\begin{aligned} (1 - k_{q1}) x'_a T_{q0} T_j p^3 + \left[(1 - k_{q1}) (k_{\omega} - i_{qH}) + k_{\Theta 20} \right] x'_a T_{q0} p^2 + \\ + (1 + k_{\Theta 10} + (1 - k_{q1}) x'_a i_{dH}) T_{q0} p + (k_{\Theta} + 1) = 0; \end{aligned} \quad (2.8)$$

з якого відповідно до алгебраїчного критерію Гурвиця стійкість визначається наступними нерівностями

$$\left. \begin{aligned} k_{q1} < 1; \quad (1 - k_{q1}) (k_{\omega} - i_{qH}) + k_{\Theta 20} > 0; \quad i_{dH} > \frac{1 + k_{\Theta 10}}{x'_a (k_{q1} - 1)}; \\ k_{\Theta} + 1 < \frac{T_{q0} \left[(1 - k_{q1}) (k_{\omega} - i_{qH}) + k_{\Theta 20} \right] (1 + k_{\Theta 10} + (1 - k_{q1}) x'_a i_{dH})}{T_j (1 - k_{q1})}; \end{aligned} \right\}$$

дані нерівності дозволяють зробити додаткові висновки:

1) для забезпечення стійкості в режимі неробочого ходу повинне виконуватися умова $k_{\Theta 10} > -1$;

2) уведення позитивних зворотних зв'язків у поперечній осі по першій і другій похідній кута вильоту ротора або по відхиленню і першій похідній частоті обертання ротора дає можливість:

по-перше, збільшити можливу межу зміни коефіцієнта k_{Θ} і тим самим збільшити швидкодію системи;

по-друге, впливати на величину коефіцієнтів характеристичного рівняння, а виходить, і на його корені, що дозволяє при правильному виборі коефіцієнтів одержати необхідні показники стійкості системи.

Рівняння (2.8) можна представити, як кубічне:

$$p^3 + B_1 p^2 + B_2 p + B_3 = 0.$$

Для стійкої системи ступінь стійкості визначається найменшою відстанню від коренів характеристичного рівняння до мнимої осі і зворотно пропорційна часу перехідного процесу. У той же час запас стійкості системи і її схильність до коливань визначається коливальністю, тобто відношенням мнимої і дійсної частин коренів характеристичного рівняння. У системах автоматичного регулювання допускається загасання за один період не менш 90...98%. Для того, щоб загасання за один період ξ було не менш 98%, необхідно забезпечити співвідношення мнимої β і дійсної α частин коренів на рівні $\beta / \alpha < 1,57$. Таким чином, забезпечивши необхідне співвідношення коренів характеристичного рівняння, можна одержати необхідні показники якості регулювання. На підставі теорії, викладеної в [19], було виділено два методи.

Метод №1. Забезпечення необхідного рівня ступеня стійкості. Цей метод заснований на кореневому методі Т.Н. Соколова. Якщо заданий необхідний рівень ступеня стійкості η , то, для забезпечення загасання за один період $\xi = 98\%$, має виконуватися наступне співвідношення для коефіцієнтів характеристичного рівняння:

$$B_2 = \frac{\pi^2 + 12}{36} B_1^2; \quad B_3 = \frac{\pi^2 + 4}{108} B_1^3; \quad B_1 = 3|\eta|.$$

З рівняння (2.8) цій умові відповідають наступні співвідношення:

$$\left. \begin{aligned} k_{\Theta 20} &= 3|\eta| (1 - k_{q1}) T_j - (1 - k_{q1}) (k_{\omega} - i_{qh}); \\ k_{\Theta 10} &= \frac{\pi^2 + 12}{4} |\eta|^2 (1 - k_{q1}) x'_a T_j - (1 - k_{q1}) x'_a i_{dh} - 1; \\ k_{\Theta} &= \frac{\pi^2 + 4}{4} |\eta|^3 (1 - k_{q1}) x'_a T_{q0} T_j - 1. \end{aligned} \right\} \quad (2.9 \text{ а})$$

Метод №2. Метод стандартних перехідних процесів. Коефіцієнти характеристичного рівняння в цьому випадку представляються через середньгеометричний корінь Ω_0 :

$$B_1 = A_1 \Omega_0; \quad B_2 = A_2 \Omega_0^2; \quad B_3 = \Omega_0^3.$$

Відповідно до [19], перехідний процес загасає оптимально швидко і з прийнятною коливальністю у випадку, якщо безрозмірні коефіцієнти $A_1 = 2,05$ і $A_2 = 2,39$. Якщо тепер задатися значенням коефіцієнта k_{Θ} , можна визначити середньгеометричний корінь і коефіцієнти підсилення $k_{\Theta 10}$ і $k_{\Theta 20}$:

$$\left. \begin{aligned} \Omega_0 &= \sqrt[3]{B_3} = \sqrt[3]{\frac{k_{\Theta} + 1}{(1 - k_{q1}) x'_a T_{q0} T_j}}; \\ k_{\Theta 10} &= 2,39 \Omega_0^2 (1 - k_{q1}) x'_a T_j - (1 - k_{q1}) x'_a i_{dh} - 1; \\ k_{\Theta 20} &= 2,05 \Omega_0 (1 - k_{q1}) T_j - (1 - k_{q1}) (k_{\omega} - i_{qh}). \end{aligned} \right\} \quad (2.9 \text{ б})$$

Наприклад, розглянемо генератор з усередненими параметрами (пункт 1.2):
 $x_a = 2$ в.о.; $x'_a = 0.2$ в.о.; $T_{d0} = 1000$ синхр. с.; $T_{q0} = 500$ синхр. с.;
 $T_j = 2000$ синхр. с. Параметри початкового сталого режиму: $i_{dh} = 0,6$; $i_{qh} = 0,8$.

Прийmemo $k_{\omega} = 20$ в.о., $k_d = 0,85$, $k_{d1} = 0,9$ і $k_{q1} = 0$. Тоді з (2.6) маємо корінь характеристичного рівняння $p = -0,015$.

Якщо тепер прийняти цей корінь рівним ступеню стійкості, то відповідно до першого методу з (2.9 а) маємо: $k_{\Theta 20} = 70,8$; $k_{\Theta 10} = -0,628$; $k_{\Theta} = 1,34$.

Як буде показано в пункті 2.3, для забезпечення прийнятної швидкодії при роботі СкСГ на активно-індуктивне навантаження коефіцієнт k_{Θ} повинний бути значно більше отриманого значення. Припустимо, $k_{\Theta} = 7$, тоді у відповідності з другим методом з (2.9 б) маємо: $\Omega_0 = 0,034$; $k_{\Theta 20} = 121$; $k_{\Theta 10} = 0$.

У законі регулювання збудження СкСГ (1.9) цілком доцільна заміна зворотних зв'язків по подовжній і поперечній складовим на зворотні зв'язки по реактивній і активній складовим струму якоря. Розглянемо, як така заміна вплине на стійкість.

Активна i_a і реактивна i_p складові струму якоря визначаються наступними співвідношеннями:

$$i_a = i_q \cos(\Theta) + i_d \sin(\Theta); \quad i_p = i_d \cos(\Theta) - i_q \sin(\Theta);$$

$$\text{звідки} \quad \delta i_a = \delta i_q + i_{dн} \delta \Theta; \quad \delta i_p = \delta i_d - i_{qн} \delta \Theta.$$

Варіації струмів були отримані з умови $\Theta_n = 0$, що виконується для СкСГ в усіх усталених режимах.

Варіації напруг збудження при заміні в (1.9) поперечної на активну складову і подовжньої на реактивну складову струму якоря:

$$\begin{aligned} \delta U_{fd} &= (k_d x_a + k_{d1} x'_a T_{d0} p) \delta i_d - i_{qн} (k_d x_a + k_{d1} x'_a T_{d0} p) \delta \Theta; \\ \delta U_{fq} &= (k_q x_a + k_{q1} x'_a T_{q0} p) \delta i_q + [k_{\Theta} + k_{\Theta 1} p + k_{\omega 1} p^2 + i_{дн} (k_q x_a + k_{q1} x'_a T_{q0} p)] \delta \Theta. \end{aligned}$$

Підставляючи в (2.3) варіації напруг збудження й обчислюючи характеристичне рівняння отриманої системи, знову приходимо до рівняння ідентичного (2.5), тільки на відміну від нього в новому характеристичному рівнянні замість коефіцієнта k_{Θ} входить складний множник $(k_{\Theta} + i_{дн} (k_q x_a + k_{q1} x'_a T_{q0} p))$. Поява

варіації кута вильоту ротора $\delta\Theta$ у вираженні, що визначає варіацію напруги збудження в подовжній осі, ніяк не позначається на коефіцієнтах характеристичного рівняння. Таким чином, результати і висновки, отримані раніше при регулюванні по подовжній і поперечній складовим струму якоря, справедливі і при регулюванні по реактивній і активній складовим струму, якщо замінити k_Θ на $(k_\Theta + i_{dH}(k_q x_a + k_{q1} x'_a T_{q0} p))$.

Розглянемо стійкість роботи на потужну мережу генератора одноосьового збудження. Рівняння неявнополюсного генератора одноосьового збудження визначаються системою (2.2), якщо виключити з неї рівняння і параметри поперечної обмотки збудження. Зазвичай збудження регулюється по величині реактивного струму і відхиленню напруги якоря. Нехай напруга збудження генератора регулюється у відповідності з наступним законом:

$$U_f = U_{fxx} + k_u (U_z - U) + k_d i_p + k_\Theta \Delta\Theta + k_{\Theta 1} \frac{d\Theta}{dt} + k_{\omega 2} \frac{d\omega}{dt}, \quad (2.10)$$

де $i_p = i_d \cos(\Theta) - i_q \sin(\Theta)$ – реактивний струм якоря; U_z і U_{fxx} – задана напруга якоря і напруга неробочого ходу генератора

Лінеаризуємо рівняння генератора одноосьового збудження з урахуванням (2.2) і (2.10) та представимо їх в операторній формі у вигляді добутку матриці стану системи $A_{po}(p)$ і вектора параметрів δF_{po} , які варіюються:

$$A_{po}(p) \cdot \delta F_{po} = 0, \quad (2.11)$$

$$\text{де } \delta F_{po} = \text{colon}(\delta i_d, \quad \delta i_q, \quad \delta i_{fd}, \quad \delta \omega, \quad \delta \Theta);$$

$$A_{po}(p) = \begin{bmatrix} -(px_a + r_a) & \omega_H x_a & p \\ \omega_H x_a & (px_a + r_a) & -\omega_H \\ -(T_{d0} p(x_a - x'_a) + k_d x_a \cos(\Theta_H)) & k_d x_a \sin(\Theta_H) & T_{d0} p + 1 \dots \\ 0 & I_{fdH} & I_{qH} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\begin{bmatrix} x_a I_{qH} & -U_H \cos(\Theta_H) \\ x_a I_{dH} - I_{fdH} & -U_H \sin(\Theta_H) \\ \dots - k_{\omega 2} p - k_{\omega 1} & -k_{\Theta} - k_{\Theta 1} p + k_{\omega 1} p^2 + \\ & + k_d x_a I_{qH} \cos(\Theta_H) + k_d x_a I_{dH} \sin(\Theta_H) \\ T_j p + k_{\omega} & 0 \\ -1 & p \end{bmatrix}.$$

Приймемо $k_{\omega 1} = x'_a T_{d0} k_{\Theta 20}$ і $k_{\Theta 1} = T_{d0} k_{\Theta 10}$, тоді, зневажаючи перехідними процесами в обмотці статора й активним опором якоря і розв'язавши систему (2.11) щодо варіації кута навантаження, одержимо наступне характеристичне рівняння:

$$d_0 p^3 + d_1 p^2 + d_2 p + d_3 = 0, \quad (2.12)$$

де

$$d_0 = T_j T_{d0} x'_a x_a \omega_H^2;$$

$$d_1 = T_{d0} x'_a x_a (\omega_H^2 k_{\omega} - U_{dH} i_{dH} + U_{dH} \omega_H k_{\Theta 20}) + \\ + \frac{U_{dH} U_{qH}}{\omega_H} T_{d0} (x_a - 2x'_a) + x_a^2 T_j \omega_H^2 (1 - k_i \cos(\Theta_H));$$

$$d_2 = [T_{d0} x'_a \omega_H U_{qH} - x_a U_{dH} (1 - k_i \cos(\Theta_H))] e_{afH} + T_{d0} U_{dH}^2 (x_a - x'_a) + \\ + k_{\omega} x_a^2 \omega_H^2 (1 - k_i \cos(\Theta_H)) + k_i x_a \sin(\Theta_H) \frac{U_H^2}{\omega_H} + T_{d0} U_{dH} x_a \omega_H k_{\Theta 10};$$

$$d_3 = x_a U_{qH}^2 + \omega_H i_{dH} U_{qH} x_a^2 - k_i x_a \cos(\Theta_H) e_{afH} U_{qH} \omega_H + \\ + U_{dH} x_a \omega_H (k_{\Theta} - k_i x_a (\cos(\Theta_H) i_{qH} + \sin(\Theta_H) i_{dH}));$$

$$U_{qH} = U_H \cos(\Theta_H) = \omega_H (e_{afH} - i_{dH} x_a);$$

$$U_{dH} = U_H \sin(\Theta_H) = \omega_H i_{qH} x_a.$$

Як і у випадку СкСГ введення позитивного зворотного зв'язку по відхиленню кута вильоту ротора і його першим двом похідним дозволяє значно впливати на ко-

ефіцієнти характеристичного рівняння, а виходить, і на ступінь стійкості. Однак коефіцієнти сильно залежать від параметрів вихідного усталеного режиму. Як відзначено в [23], уведення зворотного зв'язку по куту вильоту ротора, збільшуючи ступінь стійкості в одних режимах, призводить до значного її зниження в інших. Крім того, в автономних системах із синхронними генераторами одноосьового збудження цей зворотний зв'язок не знайшов застосування через складність реалізації.

Розглянемо синхронний генератор з усередненими параметрами (пункт 1.2). Як і у випадку СкСГ, прийmemo $k_\omega = 20$ в.о., $k_i = 0,85$. Роботі на номінальне навантаження з коефіцієнтом потужності 0,8 відповідають наступні параметри вихідного усталеного режиму: $i_{dH} = 0,96$; $i_{qH} = 0,29$; $U_H = 1$; $\omega_H = 1$; $e_{afH} = 2,72$; $\Theta_H = 0,63$ рад. Тоді для забезпечення максимального ступеня стійкості $\eta = -0,015$ і загасання за період $\xi < 98\%$ необхідно, щоб:

$$k_{\Theta 20} = 3|\eta|T_j \frac{\omega_H}{U_{dH}} - \frac{U_{qH} (x_a - 2x'_a)}{\omega_H^2 x'_a x_a} - \frac{x_a T_j \omega_H (1 - k_i \cos(\Theta_H))}{T_{d0} x'_a U_{dH}} - \frac{\omega_H^2 k_\omega - U_{dH} i_{dH}}{U_{dH} \omega_H};$$

$$k_{\Theta 10} = \frac{\pi^2 + 12}{4} |\eta|^2 \frac{T_j x'_a \omega_H}{U_{dH}} - \frac{[T_{d0} x'_a \omega_H U_{qH} - x_a U_{dH} (1 - k_i \cos(\Theta_H))] e_{afH}}{T_{d0} U_{dH} x_a \omega_H} -$$

$$- \frac{T_{d0} U_{dH}^2 (x_a - x'_a) + k_\omega x_a^2 \omega_H^2 (1 - k_i \cos(\Theta_H)) + k_i x_a \sin(\Theta_H) \frac{U_H^2}{\omega_H}}{T_{d0} U_{dH} x_a \omega_H};$$

$$k_\Theta = \frac{\pi^2 + 4}{4} |\eta|^3 \frac{T_j T_{d0} x'_a \omega_H}{U_{dH}} - \frac{U_{qH}^2 + \omega_H i_{dH} U_{qH} x_a - k_i \cos(\Theta_H) e_{afH} U_{qH} \omega_H}{U_{dH} \omega_H} +$$

$$+ k_i x_a (\cos(\Theta_H) i_{qH} + \sin(\Theta_H) i_{dH}).$$

Відповідно до представлених рівнянь отримані наступні значення коефіцієнтів підсилення: $k_{\Theta 20} = 106,1$; $k_{\Theta 10} = -0,088$; $k_\Theta = 8,15$.

По характеристичних рівняннях (2.5) і (2.12) був зроблений розрахунок стійкості роботи синхронного генератора одноосьового збудження і СкСГ на потужну

мережу з урахуванням прийнятих коефіцієнтів підсилення зворотних зв'язків, що при 100% навантаженні і $\cos(\varphi)=0,8$ забезпечують ступінь стійкості $\eta=-0,015$. Для СКСГ при цьому розглядалося два варіанти:

- варіант №1: $k_{\Theta 2}=70,8$; $k_{\Theta 1}=-0,628$; $k_{\Theta 0}=1,34$;
- варіант №2: $k_{\Theta 2}=121$; $k_{\Theta 1}=0$; $k_{\Theta 0}=7$.

На рис.2.4 представлена залежність ступеня стійкості і коливальності від струму навантаження при $\cos(\varphi)=0,8$. Як можна бачити, на відміну від СКСГ, ступінь стійкості і коливальність синхронного генератора одноосьового збудження різко погіршується в міру віддалення від точки номінального режиму. При цьому, збільшення коефіцієнта $k_{\Theta 0}$ до 7 дозволило забезпечити практично постійні показники стійкості роботи СКСГ у всьому діапазоні робочих режимів. Крім того, при виключенні з ланцюга збудження одноосьового синхронного генератора зворотного зв'язку по куті вильоту ротора система при обговорених вихідних даних втрачала стійкість. Таким чином, СКСГ дозволяє забезпечити більш високі показники стійкості у всьому діапазоні робочих режимів.

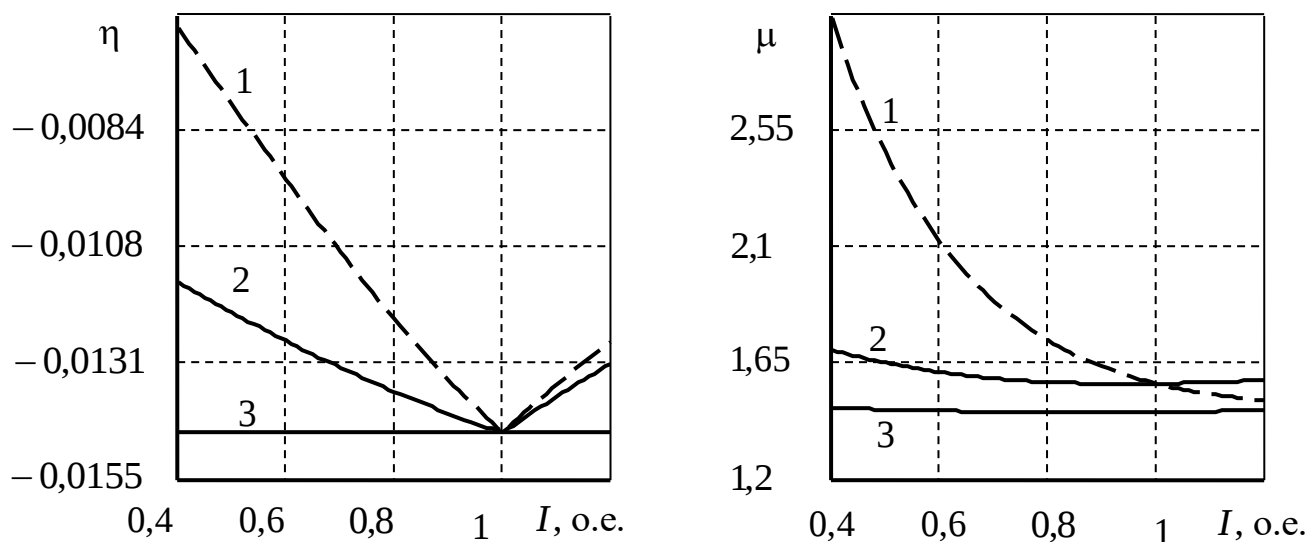


Рис.2.4 Залежності ступеня стійкості η та коливальності μ від струму якоря I при коефіцієнті потужності навантаження $\cos(\varphi)=0,8$:

1 – СГ одноосьового збудження; 2 – СКСГ (варіант №1); 3 – СКСГ (варіант №2).

2.3. Стійкість роботи синхронних генераторів на активно-індуктивне навантаження

Перед тим як перейти до розгляду стійкості паралельної роботи декількох синхронних генераторів, розглянемо його одиночну роботу на статичне активно-індуктивне навантаження. Відповідно до методики аналізу стійкості, викладеної в пункті 1.2, і спираючись на вирази (2.2), (1.10) і (1.9), запишемо лінеаризовані рівняння системи в операторній формі:

$$B_{RLS}(p) \cdot \delta F_{RLS} = 0, \quad (2.13)$$

$$\text{де } \delta F_{RLS} = \text{colon}(\delta i_d, \quad \delta i_q, \quad \delta i_{fd}, \quad \delta i_{fq}, \quad \delta U, \quad \delta \Theta, \quad \delta \omega);$$

$$B_{RLS}(p) = \begin{bmatrix} -(px_a + r_a) & \omega_H x_a & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \omega_H x_a & (px_a + r_a) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -(T_{d0}p(x_a - x'_a(1 - k_{d1})) + k_d x_a) & 0 & -(T_{q0}p(x_a - x'_a(1 - k_{q1})) + x_a) & \dots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 & 0 \\ -i_{fqH} & i_{fdH} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ (x_H p + r_H) & -\omega_H x_H & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \omega_H x_H & (x_H p + r_H) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ p & -\omega_H & 0 & -U_H & 0 & 0 & 0 \\ -\omega_H & -p & 1 & 0 & 0 & 0 & (x_a i_{dH} - i_{fdH}) \\ T_{d0}p + 1 & 0 & k_u & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \dots & 0 & T_{q0}p + 1 & 0 & -k_\Theta - k_{\Theta 1}p & -k_{\omega 2}p & 0 \\ i_{qH} & -i_{dH} & 0 & 0 & 0 & T_j p + k_\omega & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -U_H & 0 & -i_{qH} x_H & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & i_{qH} x_H & 0 \end{bmatrix}.$$

У свою чергу визначник матриці B_{RLS} є характеристичним рівнянням розглянутої системи:

$$Z(p) = \det[B_{RLS}(p)] = 0.$$

Будь-які спроби розкрити цей визначник і одержати аналітичні вирази для коефіцієнтів характеристичного рівняння через параметри системи призводять до громіздких рівнянь, що у свою чергу значно утрудняє аналіз коренів цього рівняння. Тому мовою *Pascal* була написана програма, яка дозволяє обчислити ви-

значник матриці, корені характеристичного рівняння і параметри усталеного режиму енергосистеми (Додаток А). За допомогою розробленої програми був проведений аналіз впливу різних факторів на ступінь стійкості роботи СкСГ з усередненими параметрами (див. пункт 1.2). Графічна інтерпретація отриманих результатів представлена на рисунках 2.5 - 2.8.

На рис.2.5 представлені розрахункові лінії постійних значень ступеня стійкості. При цьому як координати використані коефіцієнти k_u і k_Θ , а за початковий усталений обраний номінальний режим роботи з імпедансом навантаження 1 в.о. і коефіцієнтом потужності 0,8. Відповідно до отриманих результатів можна зробити висновок, що регулювання збудження в подовжній осі по відхиленню напруги яко-ря, а в поперечній осі по куту вильоту ротора збільшує ступінь стійкості системи. У той же час, відособлене регулювання тільки по одному параметру не ефективне.

На рис.2.6 представлені аналогічні криві при тих же параметрах навантаження, але вже в координатах $k_{\Theta 1}$ і $k_{\omega 1}$ ($k_u = 20$ в.о., $k_\Theta = 10$ в.о./рад). Отримані графіки дають можливість зтверджувати, що введення позитивного зворотного зв'язку по похідній частоти обертання дозволяє збільшити ступінь стійкості системи (при $k_{\Theta 1} = k_{\omega 1} = 0$ $\eta = -0.00875$; при $k_{\omega 1} = 2000$ в.о.·рад. $\eta = -0.009$; при $k_{\omega 1} = 9000$ в.о.·рад. $\eta = -0.011$). У той же час, як видно з рис.2.6 і рис.2.7, введення позитивного зворотного зв'язку по похідній кута вильоту ротора не призводить до збільшення максимального значення ступеня стійкості.

Таким чином, при роботі на активно-індуктивне навантаження введення зворотного зв'язку по першій похідній кута вильоту ротора для поліпшення показників стійкості не ефективне і не доцільне.

Як відзначалося в пункті 2.2, при роботі СкСГ на потужну мережу зворотні зв'язки по другій похідній кута вильоту ротора і по першій похідній частоти обертання еквівалентні. У той же час, при автономній роботі на навантаження частота напруги мережі не є фіксованим параметром, у результаті, при коливаннях режимних параметрів ротор машини і вектор напруги одержують різні прискорення і зазначені вище зворотні зв'язки перестають бути еквівалентними.

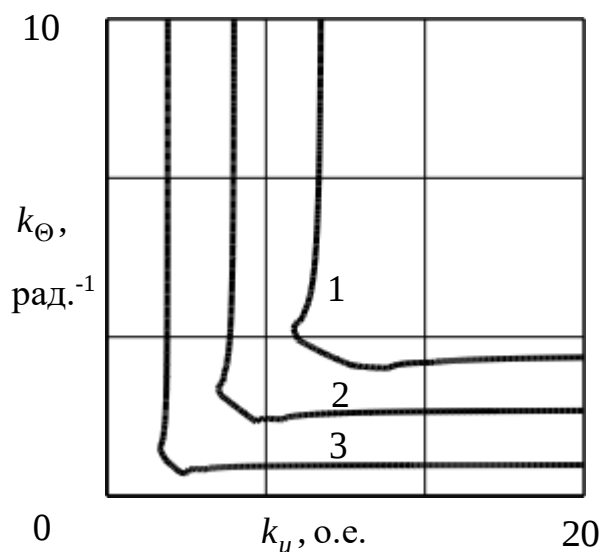


Рис. 2.5 Лінії постійних значень ступеня стійкості $\eta = f(k_{\Theta}, k_u) = \text{const}$

для СКСГ: 1 – $\eta = -0,007$;

2 – $\eta = -0,005$; 3 – $\eta = -0,003$

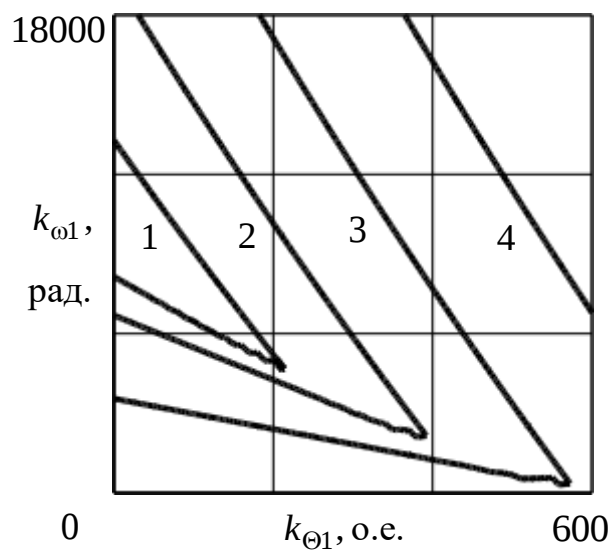


Рис. 2.6 Лінії постійних значень ступеня стійкості $\eta = f(k_{\Theta1}, k_{\omega1}) = \text{const}$ для СКСГ

($k_u = 20$ в.о., $k_{\Theta} = 10$ в.о./рад):

1 – $\eta = -0,0105$; 2 – $\eta = -0,0098$;

3 – $\eta = -0,0092$; 4 – $\eta = -0,0085$

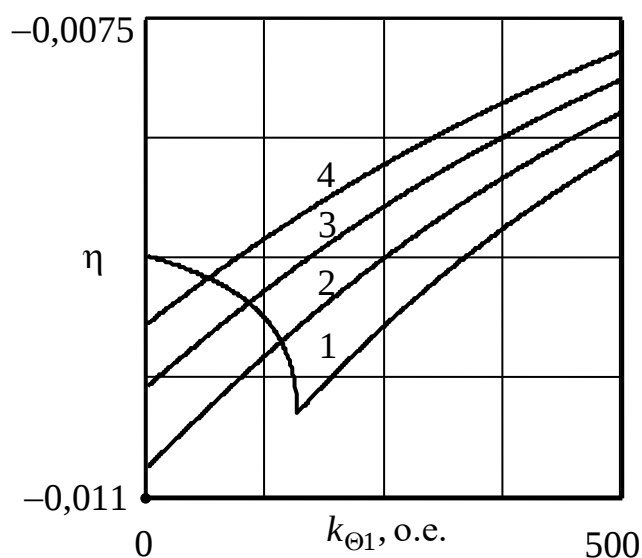


Рис. 2.7 Залежність $\eta = f(k_{\Theta1})$ для СКСГ

($k_u = 20$ о.е., $k_{\Theta} = 10$ о.е./рад):

1 – $k_{\omega1} = 5000$ рад.; 2 – $k_{\omega1} = 10000$ рад.;

3 – $k_{\omega1} = 15000$ рад.; 4 – $k_{\omega1} = 20000$ рад.

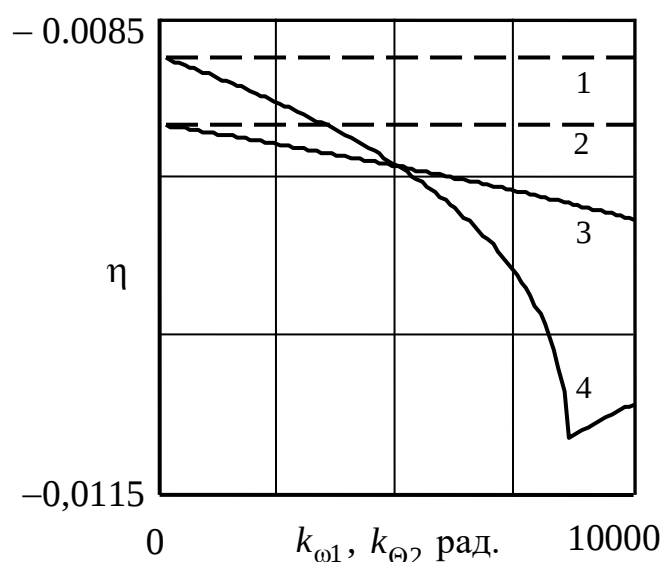


Рис. 2.8 Залежність η від $k_{\Theta2}$ (криві 1 і 2) та від $k_{\omega1}$ (криві 3 і 4):

1 и 4 – $r_z = 0,8$ в.о. и $x_z = 0,6$ в.о.;

2 и 3 – $r_z = 1,2$ в.о. и $x_z = 0,9$ в.о.

На рис. 2.8 представлені залежності ступеня стійкості від коефіцієнта підсилення по другій похідній кута вильоту ротора $k_{\Theta 2}$ і від коефіцієнта підсилення по першій похідній частоти обертання $k_{\omega 1}$ у випадку, коли ці зворотні зв'язки введені в поперечній осі регулювання збудження ($k_{\Theta} = 10$ в.о.; $k_u = 20$ в.о.; $k_d = 1$ в.о.; $k_{d1} = 0$ в.о.; $k_{q1} = 0$). Як видно з отриманих графіків, коефіцієнт $k_{\Theta 2}$ не впливає на ступінь стійкості системи, а збільшення коефіцієнта $k_{\omega 1}$ до 8600 рад. дозволило при 100% навантаженні підвищити ступінь стійкості на 27%. Таким чином, для збільшення показників стійкості доцільно використовувати регулювання в поперечній осі саме по похідній частоти обертання.

Вплив зворотних зв'язків по похідних струму якоря на стійкість значною мірою залежить від чисельного значення коефіцієнтів підсилення інших зворотних зв'язків і не є закономірним. Крім того, максимальне значення ступеня стійкості може бути досягнуте незалежно від зазначених зворотних зв'язків, тому їхній окремий розгляд не є доцільним.

Заміна зворотного зв'язку по подовжній і поперечній складовим струму якоря відповідно на реактивну й активну складові трохи знижує ступінь стійкості, але в іншому спостерігаються ті ж закономірності.

Порівняємо показники стійкості роботи СкСГ і неявнополюсного генератора одноосьового збудження на активно-індуктивне навантаження. Як відзначалося в пункті 2.2, рівняння неявнополюсного генератора одноосьового збудження визначаються системою (2.2), якщо виключити з неї рівняння і параметри поперечної обмотки збудження. Прийmemo, що напруга збудження генератора регулюється відповідно до рівняння (2.10). Тоді після лінеаризації і перетворення Лапласа рівняння системи можна записати в наступній матричній формі:

$$B_{RLo}(p) \cdot \delta F_{RLo} = 0, \quad (2.14)$$

$$\text{де } \delta F_{RLo} = \text{colon}(\delta i_d, \quad \delta i_q, \quad \delta i_{fd}, \quad \delta U, \quad \delta \Theta, \quad \delta \omega);$$

$$B_{RLo}(p) = \begin{bmatrix} -(px_a + r_a) & \omega_H x_a & p & & \\ \omega_H x_a & (px_a + r_a) & -\omega_H & & \\ -(T_{d0} p(x_a - x'_a) + k_d x_a \cos(\Theta_H)) & k_d x_a \sin(\Theta_H) & T_{d0} p + 1 & & \\ 0 & I_{fdH} & I_{qH} & & \\ (x_H p + r_H) & -\omega_H x_H & 0 & & \\ \omega_H x_H & (x_H p + r_H) & 0 & & \\ -\sin(\Theta_H) & -U_H \cos(\Theta_H) & x_a I_{qH} & & \\ \cos(\Theta_H) & -U_H \sin(\Theta_H) & (x_a I_{dH} - I_{fdH}) & & \\ & -k_\Theta + k_d x_a I_{qH} \cos(\Theta_H) + & & & \\ \dots & k_u & + k_d x_a I_{dH} \sin(\Theta_H) & -k_{\omega 2} p - k_{\omega 1} & \\ & 0 & 0 & T_j p + k_\omega & \\ -\sin(\Theta_H) & -U_H \cos(\Theta_H) & -I_{qH} x_H & & \\ -\cos(\Theta_H) & U_H \sin(\Theta_H) & I_{qH} x_H & & \end{bmatrix}.$$

Одержання коефіцієнтів характеристичного рівняння даної матриці і визначення його коренів виконувалось за допомогою програми, представленої в Додатку Б.

На рис.2.9 представлені лінії постійного значення ступеня стійкості. Лінії зображені в координатах коефіцієнта потужності навантаження і коефіцієнта зворотного зв'язку по відхиленню напруги якоря k_u при імпедансі навантаження 1 в.о. ($k_d = k_\Theta = 0$, $k_{\omega 1} = k_{\omega 2} = 0$). З отриманих графіків (рис. 2.9) можна зробити висновок, що найбільший ступінь стійкості роботи одноосьового синхронного генератора на статичне активно-індуктивне навантаження досягається при зміні k_u в межах 15...25 в.о.

На рис.2.10 представлені залежності ступеня стійкості від коефіцієнта потужності при імпедансі навантаження 1 в.о. Ці залежності були побудовані для наступних випадків:

- СКСТГ, $k_u = 20$, $k_\Theta = 10$ в.о./рад, $k_{\Theta 1} = 0$, $k_{\omega 1} = 0$ (крива 1);
- СКСТГ, $k_u = 20$ в.о., $k_\Theta = 10$ в.о./рад, $k_{\Theta 1} = 0$, $k_{\omega 1} = 9000$ рад. (крива 3);
- синхронний генератор одноосьового збудження, $k_u = 20$ в.о. (крива 2).

Відповідно до рис.2.10 уведення зворотного зв'язку по похідної частоти обертання призводить до помітного збільшення ступеня стійкості тільки в області значень коефіцієнта потужності близьких до одиниці. У той же час генератор одноосьового збудження хоч і не значно, але має більш високі показники стійкості в порівнянні зі СкСГ при $k_{\omega 1} = 0$ й уступає йому в зазначеній раніше області зміни коефіцієнта потужності при $k_{\omega 1} = 9000$ рад.

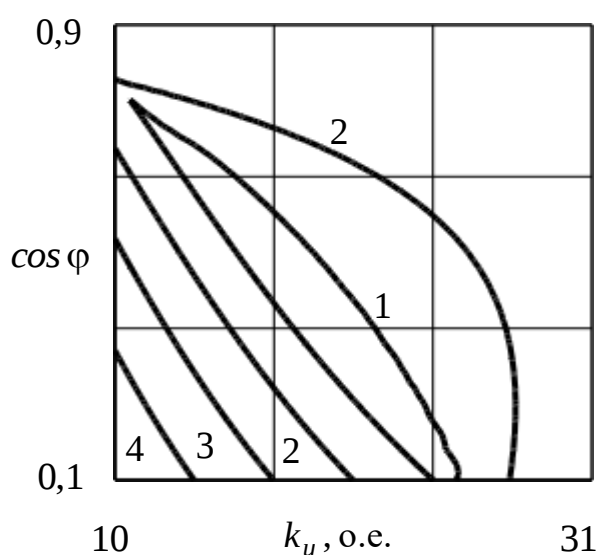


Рис.2.9 Залежність $\eta = f(\cos \varphi, k_u)$

для СГ одноосьового збудження:

$$1 - \eta = -0,0106; 2 - \eta = -0,001;$$

$$3 - \eta = -0,0094; 4 - \eta = -0,0088.$$

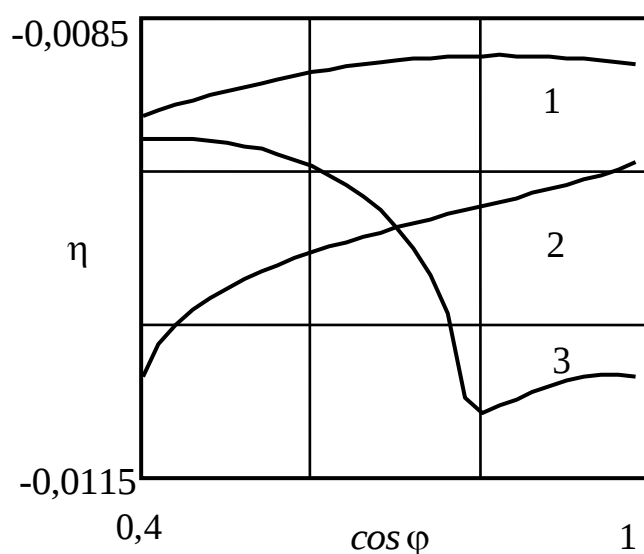


Рис.2.10 Ступень стійкості в залежності від $\cos \varphi$ для СГ одноосьового збудження

Необхідно відзначити, що відповідно до теорії систем автоматичного регулювання величина ступеня стійкості служить мірою швидкості загасання перехідного процесу, а приблизно час регулювання може бути обчислений по формулі $t_p \approx 3/\eta$ [19]. Однак результати, отримані в даному підрозділі справедливі тільки для малих відхилень параметрів системи від вихідного усталеного режиму. У випадку великих збурювань на процеси, що протікають у системі, впливає нелінійності її елементів. Останнє може призвести до того, що коефіцієнти зворотного зв'язку, які відповідають максимальному ступеню стійкості, можуть негативно позначитися на перехідних процесах у динамічних режимах.

Таким чином, у результаті проведеного аналізу стійкості автономної роботи СкСГ на активно-індуктивне навантаження можна зробити наступні висновки:

- уведення негативного зворотного зв'язку в подовжній осі по відхиленню напруги якоря і позитивного зворотного зв'язку в поперечній осі по куті вильоту ротора приводить до значного збільшення ступеня стійкості з однієї сторони і поліпшенню протікання перехідних процесів з іншої;

- введення в поперечній осі позитивного зворотного зв'язку по похідній частоти обертання дозволяє в області високих значень коефіцієнта потужності підвищити ступінь стійкості, однак, значно поліпшити цей показник у порівнянні із синхронним генератором одноосьового збудження неможливо.

2.4 Висновки до розділу 2

2.4.1. Уведення позитивного зворотного зв'язку в поперечній осі збудження по куту вильоту ротора і його першим двом похідним (по відхиленню і похідній частоти обертання) дозволяє значно збільшити ступінь стійкості роботи СкСГ на потужну мережу, однак її максимальне значення обмежується ступенем струмової компенсації в подовжній осі.

2.4.2. На відміну від синхронного генератора одноосьового збудження, при роботі СкСГ на потужну мережу корені характеристичного рівняння мало залежать від параметрів сталого режиму, у зв'язку з чим СкСГ має більш високі показники стійкості в усьому діапазоні робочих режимів.

2.4.4. Аналіз стійкості автономної роботи СкСГ на активно-індуктивне навантаження показав, що спільне введення негативного зворотного зв'язку в подовжній осі по відхиленню напруги якоря і позитивного зворотного зв'язку в поперечній осі по куту вильоту ротора приводить до збільшення ступеня стійкості з однієї сторони і поліпшення протікання перехідних процесів з іншої.

2.4.5. При одиночній роботі СкСГ на активно-індуктивне навантаження введення в поперечній осі позитивного зворотного зв'язку по похідній частоти обертання дозволяє підвищити ступінь стійкості, однак, значно поліпшити цей показник у порівнянні із синхронним генератором одноосьового збудження неможливо.

РОЗДІЛ 3.

ДИНАМІЧНІ ВЛАСТИВОСТІ СИНХРОННИХ ГЕНЕРАТОРІВ ПРИ ПАРАЛЕЛЬНІЙ РОБОТІ

3.1 Стійкість паралельної роботи двох синхронних генераторів

Паралельна робота декількох синхронних генераторів на загальне навантаження є основним режимом роботи автономної ЕЕС, що призводить до необхідності вивчення питання про її стійкість. Проведемо аналіз стійкості роботи двох СКСГ на статичне активно-індуктивне навантаження. Вихідними для генераторів є рівняння (2.2) і (1.9), (1.11), а для навантаження рівняння (1.10).

Параметри першого і другого генераторів будемо записувати відповідно з індексами «1» і «2», а параметри навантаження з індексом «z». Припустимо, усі рівняння записані у відносних одиницях першого генератора, в осях якого записані і рівняння навантаження. Тоді лінеаризовані вихідні рівняння системи в операторній формі з урахуванням основних властивостей СКСГ і його неявнополосності приймуть вид:

– рівняння першого генератора

$$\left. \begin{aligned} -\delta i_{d1}(p x_{a1} + r_{a1}) + \omega_H x_{a1} \delta i_{q1} + p \delta i_{fd1} - \omega_H \delta i_{fq1} &= U_H \delta \Theta_1; \\ \omega_H x_{a1} \delta i_{d1} + \delta i_{q1}(p x_{a1} + r_{a1}) - \omega_H \delta i_{fd1} - p \delta i_{fq1} - \delta \omega_1 (I_{fdH1} - x_{a1} I_{dH1}) &= -\delta U; \\ \delta i_{fd1}(T_{d01} p + 1) - \delta i_{d1} T_{d01} (x_{a1} - x'_{a1}) p - k_{1d} x_{a1} \delta i_{d1} + k_{u1} \delta U &= 0; \\ \delta i_{fq1}(T_{q01} p + 1) - \delta i_{q1} T_{q01} (x_{a1} - x'_{a1}) p - x_{a1} \delta i_{q1} - k_{1\Theta} \delta \Theta - k_{\omega 21} p \delta \omega_1 &= 0; \\ \delta \omega_1 (T_{j1} p + k_{\omega 11}) + I_{qH1} \delta i_{fd1} + I_{fdH1} \delta i_{q1} - I_{fqH1} \delta i_{d1} - I_{dH1} \delta i_{fq1} &= 0; \end{aligned} \right\} (3.1,a)$$

– рівняння другого генератора

$$\left. \begin{aligned} -\delta i_{d2}(p x_{a2} + r_{a2}) + \omega_H x_{a2} \delta i_{q2} + p \delta i_{fd2} - \omega_H \delta i_{fq2} &= U_H \delta \Theta_2; \\ \omega_H x_{a2} \delta i_{d2} + \delta i_{q2}(p x_{a2} + r_{a2}) - \omega_H \delta i_{fd2} - p \delta i_{fq2} - \delta \omega_2 (I_{fdH2} - x_{a2} I_{dH2}) &= -\delta U; \\ \delta i_{fd2}(T_{d02} p + 1) - \delta i_{d2} T_{d02} (x_{a2} - x'_{a2}) p - k_{2d} x_{a2} \delta i_{d2} + k_{u2} \delta U &= 0; \\ \delta i_{fq2}(T_{q02} p + 1) - \delta i_{q2} T_{q02} (x_{a2} - x'_{a2}) p - x_{a2} \delta i_{q2} - k_{2\Theta} \delta \Theta - k_{\omega 22} p \delta \omega_2 &= 0; \\ \delta \omega_2 (T_{j2} p + k_{\omega 12}) + I_{qH2} \delta i_{fd2} + I_{fdH2} \delta i_{q2} - I_{fqH2} \delta i_{d2} - I_{dH2} \delta i_{fq2} &= 0; \end{aligned} \right\} (3.1,b)$$

– рівняння навантаження

$$\left. \begin{aligned} i_{dz} (x_z p + r_z) - \omega_H x_z \delta i_{qz} - x_z I_{qzh} \delta \omega_1 &= U_H \delta \Theta_1; \\ \omega_H x_z \delta i_{dz} + \delta i_{qz} (x_z p + r_z) + x_z I_{dzh} \delta \omega_1 &= \delta U; \end{aligned} \right\} \quad (3.1, \text{в})$$

– рівняння зв'язку

$$\left. \begin{aligned} \delta \delta i_{q1} + \delta i_{q2} - I_{d2H} \delta \Theta_{12} &= \delta i_{qz}; \\ \delta i_{d1} + \delta i_{d2} + I_{q2H} \delta \Theta_{12} &= \delta i_{dz}; \\ \delta \Theta_{12} &= \delta \Theta_1 - \delta \Theta_2; \\ p \delta \Theta_{12} &= \delta \omega_1 - \delta \omega_2. \end{aligned} \right\} \quad (3.1, \text{г})$$

Виходячи з приведених вище рівнянь, матриця стану системи D має 16 рядків і стільки ж стовпців (елементи матриці D , не рівні нулеві, представлені в Додатку В). Якщо розкрити визначник матриці, то отримаємо характеристичне рівняння системи одинадцятого порядку. Для визначення коренів рівняння і по них ступеня стійкості складена програма мовою *Pascal* (Додаток В). Результати розрахунків представлені в таблиці 3.1 і на рис 3.1.

Як видно з таблиці 3.1 коефіцієнт підсилення по напрузі k_u впливає на ступінь стійкості тільки в районі малих значень. У той же час для коефіцієнта підсилення по куту вильоту ротора існує граничне значення з погляду стійкості (у даному випадку воно дорівнює 10), чого не спостерігалось при одиночній роботі генератора. Більш того, відповідно до рис. 3.1 граничне значення k_Θ збільшується в міру збільшення коефіцієнта підсилення $k_{\omega 2}$, а максимальне значення ступеня стійкості зростає при зменшенні струмової компенсації в подовжній осі, тобто при зменшенні k_d .

З іншого боку, цікавий наступний факт. Раніше для роботи СкСГ на потужну мережу було отримано наступне рівняння для визначення максимального значення k_Θ :

$$k_{\Theta 0} = \frac{T_{q0} [(k_\omega - I_{qH}) + k_{\omega 2} / (T_{q0} x'_a)] (1 + x'_a I_{dH})}{T_j} - 1.$$

Таблиця 3.1

Стійкість паралельно роботи двох СкСГ у залежності від співвідношення k_u і k_Θ при $k_d=0,8$ і $k_{\omega 2}=2000$							
$k_\Theta \backslash k_u$	0	1 ... 6	7	8	9	10	11
0	-0,0009	-0,001	-0,0006	0,0003	0,0011	0,0019	0,0027
2	-0,0015	-0,0018	-0,0018	-0,0012	-0,0003	0,0004	0,0012
4	-0,0015	-0,0018	-0,0018	-0,0015	-0,0007	0,0001	0,0008
6	-0,0018	-0,0018	-0,0018	-0,0016	-0,0009	-0,0001	0,0006

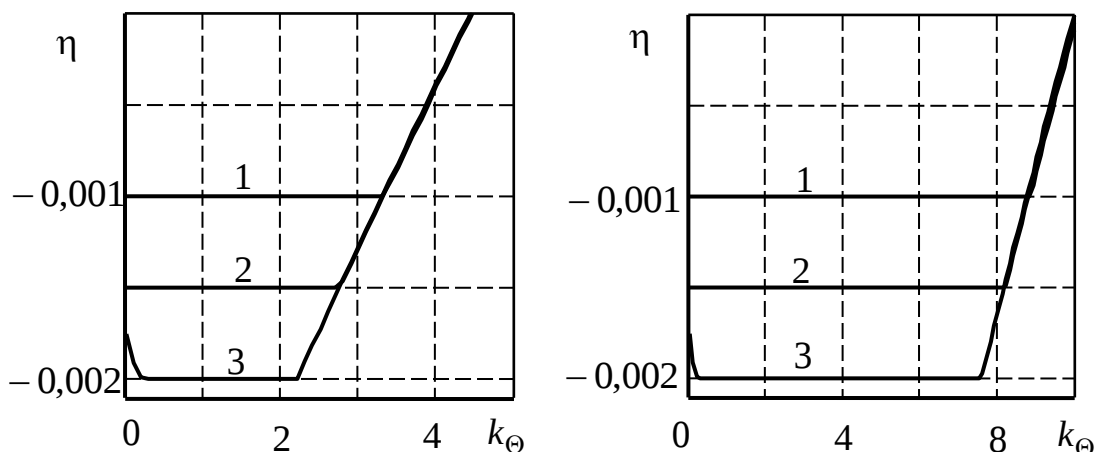


Рис. 3.1 Залежність $\eta = f(k_\Theta)$ при $k_{\omega 2}=0$ (рисунок зліва) та $k_{\omega 2}=2000$ (рисунок справа): 1 – $k_d=0.9$; 2 – $k_d=0.85$; 3 – $k_d=0.8$.

Відповідно до представленої формули при $k_{\omega 2}=0$ маємо $k_{\Theta 0}=4,4$, а при $k_{\omega 2}=2000$ – $k_{\Theta 0}=10$ ($I_{qh}=0,8$ о.е. , $I_{dh}=0,6$ о.е.). Якщо звернутися тепер до рис.3.1, можна зробити наступний висновок: граничне значення коефіцієнта k_Θ , що спостерігається при паралельній роботі двох однакових СкСГ, добре погоджується з максимальною величиною k_Θ , отриманою з аналізу роботи СкСГ на потужну мережу.

Але на цьому подібність результатів аналізу паралельної роботи двох СкСГ і роботи СкСГ на потужну мережу не закінчується. При різних значеннях струмо-

вої компенсації в подовжній осі k_d максимальне значення ступеня стійкості, знайдене по рис.3.1, ідентичне кореню характеристичного рівняння роботи СкСГ на потужну мережу, визначену по формулі (2.5). Зазначена подібність двох режимів є не випадковою, однак, і не закономірною. Пояснити її можна наступним чином.

Результати, представлені у вигляді таблиці 3.1 і на рис.3.1, були отримані з припущення, що обидва синхронних генератора ідентичні, мають однакові системи збудження і механічний момент змінюється по одному закону. У цьому випадку параметри вихідного усталеного режиму і рівняння генераторів у відхиленнях будуть абсолютно однакові, і якщо з рівнянь першого генератора (3.1, а) відняти відповідні рівняння другого (3.1, б), то одержимо наступну систему:

$$A_{ps}(p) \cdot \delta F_{ps12} = 0, \quad (3.2)$$

$$\text{де } \delta F_{ps12}(p) = \begin{bmatrix} \delta i_{d12} \\ \delta i_{q12} \\ \delta i_{fd12} \\ \delta i_{fq12} \\ \delta \omega_{12} \\ \delta \Theta_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \delta i_{d1} \\ \delta i_{q1} \\ \delta i_{fd1} \\ \delta i_{fq1} \\ \delta \omega_1 \\ \delta \Theta_1 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \delta i_{d2} \\ \delta i_{q2} \\ \delta i_{fd2} \\ \delta i_{fq2} \\ \delta \omega_2 \\ \delta \Theta_2 \end{bmatrix};$$

індекс "12" указує на різницю відхилень відповідних параметрів першого і другого генератора, а матриця стану $A_{ps}(p)$ визначається системою (2.3).

Система (3.2) по своїй структурі ідентична системі рівнянь у відхиленнях паралельної роботи СкСГ на потужну мережу, тільки замість абсолютних відхилень режимних параметрів одного СкСГ у систему входять відносні відхилення параметрів двох генераторів. Таким чином, аналіз стійкості роботи синхронного генератора на потужну мережу й аналіз відносної стійкості двох однакових синхронних генераторів, які працюють на загальне навантаження, проводиться по єдиному характеристичному рівнянню, що і пояснює результати, отримані раніше.

Необхідно також відзначити, що в систему (3.2) не входять параметри навантаження. Крім того, система містить тільки відносні відхилення параметрів генераторів. Це значить, що розглядаються тільки взаємні коливання генераторів, а абсолютна стійкість роботи кожного генератора на загальне навантаження повинна досліджуватися окремо.

Якщо скласти відповідні рівняння генераторів і прийняти варіацію частоти в рівняннях навантаження $\delta\omega_{12} = (\delta\omega_1 + \delta\omega_2)/2$, то з урахуванням рівнянь навантаження і рівнянь зв'язку одержимо систему

$$B_{RLs}(p) \cdot \delta F_{RLs12} = 0, \quad (3.3)$$

$$2 \cdot \delta F_{RLs12} = 2 \cdot \begin{bmatrix} \delta i_{d12+} \\ \delta i_{q12+} \\ \delta i_{fd12+} \\ \delta i_{fq12+} \\ \delta U \\ \delta \Theta_{12+} \\ \delta \omega_{12+} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \delta i_{d1} \\ \delta i_{q1} \\ \delta i_{fd1} \\ \delta i_{fq1} \\ \delta U \\ \delta \Theta_1 \\ \delta \omega_1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \delta i_{d2} \\ \delta i_{q2} \\ \delta i_{fd2} \\ \delta i_{fq2} \\ \delta U \\ \delta \Theta_2 \\ \delta \omega_2 \end{bmatrix};$$

де індекс "12+" указує на напівсуму відхилень відповідних параметрів першого і другого генератора, а матриця $B_{RLs}(p)$ визначається системою (2.13), якщо прийняти $x_H = 2x_z$ і $r_H = 2r_z$.

Якщо з додаванням рівнянь генераторів усе досить очевидно, то отримані рівняння навантаження вимагають додаткових пояснень.

Зробимо заміну в (3.1, д) варіацій струму навантаження на варіації струмів генераторів відповідно до рівнянь зв'язку (3.1, г):

$$\begin{aligned} & 2 \delta i_{d12+} (x_z p + r_z) - 2 \omega_H x_z \delta i_{q12+} + I_{q2H} (x_z p + r_z) \delta \Theta_{12} + \\ & + I_{d2H} \omega_H x_z \delta \Theta_{12} - x_z I_{qZH} \delta \omega_1 = U_H \delta \Theta_1; \\ & 2 \omega_H x_z \delta i_{d12+} + 2 \delta i_{q12+} (x_z p + r_z) + x_z I_{dZH} \delta \omega_1 + \\ & + I_{q2H} \omega_H x_z \delta \Theta_{12} - I_{d2H} (x_z p + r_z) \delta \Theta_{12} = \delta U. \end{aligned}$$

Вважаючи струми генераторів в усталеному режимі однаковими, в отриманих рівняннях можна зробити наступні перетворення

$$\begin{aligned}
& I_{q2H} (x_z p + r_z) \delta\Theta_{12} + I_{d2H} \omega_H x_z \delta\Theta_{12} - x_z I_{qZH} \delta\omega_1 = (I_{d2H} \omega_H x_z + I_{q2H} r_z) \delta\Theta_{12} + \\
& + I_{q2H} x_z p \delta\Theta_{12} - x_z I_{qZH} \delta\omega_1 = \frac{1}{2} U \cos(\Theta_2) \delta\Theta_{12} + I_{q2H} x_z (\delta\omega_1 - \delta\omega_2) - 2x_z I_{q2H} \delta\omega_1 = \\
& = \frac{1}{2} U_H \delta\Theta_{12} - 2 I_{q2H} x_z \delta\omega_{12+} = \frac{1}{2} U_H (\delta\Theta_1 - \delta\Theta_2) - 2 I_{qH} x_z \delta\omega_{12+} ; \\
& x_z I_{dZH} \delta\omega_1 + I_{q2H} \omega_H x_z \delta\Theta_{12} - I_{d2H} (x_z p + r_z) \delta\Theta_{12} = (I_{q2H} \omega_H x_z - r_z I_{d2H}) \delta\Theta_{12} - \\
& - I_{d2H} x_z p \delta\Theta_{12} + x_z I_{dZH} \delta\omega_1 = -\frac{1}{2} U \sin(\Theta_2) \delta\Theta_{12} - I_{d2H} x_z (\delta\omega_1 - \delta\omega_2) + 2x_z I_{d2H} \delta\omega_1 = \\
& = 2x_z I_{d2H} \delta\omega_{12+} = 2x_z I_{dH} \delta\omega_{12+} ,
\end{aligned}$$

де $I_{qZH} = I_{q1H} + I_{q2H} = 2I_{q2H} = 2I_{qH}$; $I_{dZH} = I_{d1H} + I_{d2H} = 2I_{d2H} = 2I_{dH}$.

Підставивши тепер перетворені вираження у відповідні рівняння, одержимо два останніх рівняння системи (3.3).

Якщо порівняти систему (3.3) із системою (2.13), то можна зробити висновок про структурну ідентичність рівнянь (3.3) рівнянням для одиночної роботи синхронного генератора на половинне навантаження. Тільки замість абсолютних відхилень режимних параметрів у рівняння входять напівсуми відхилень режимних параметрів обох генераторів.

Таким чином, при розгляді стійкості систему з двох ідентичних генераторних агрегатів, що працюють на єдине навантаження, можна замінити двома еквівалентними підсистемами: генератор – потужна мережа і генератор – половинне навантаження. У цьому випадку характеристичне рівняння системи буде визначатися добутком характеристичних рівнянь кожної з підсистем.

Подібне спрощення значно полегшує дослідження паралельної роботи ідентичних генераторів на загальне навантаження і може бути застосовано не тільки для СкСГ, але і для синхронних генераторів одноосьового збудження. Крім того, воно справедливо і при паралельній роботі n ідентичних генераторів на загальне навантаження, тільки в цьому випадку друга підсистема містить у собі синхронний генератор і навантаження в n раз менше від загального (рис. 3.2).

Досить жорстка умова повної ідентичності паралельно працюючих генераторних агрегатів у силу особливостей виробництва електроенергії виконується з де-

яким ступенем ідеалізації на багатьох електростанціях. Тому запропонований метод дослідження стійкості паралельної роботи генераторів має практичне значення.

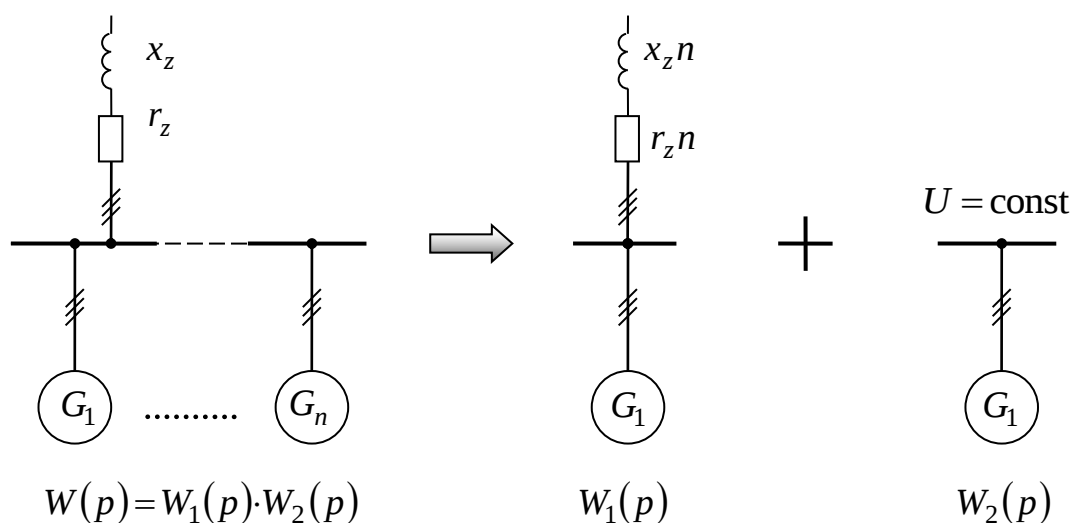


Рис. 3.2 Схема розрахунку стійкості паралельної роботи ідентичних n генераторів на загальне навантаження

Як було показано раніше, в усьому діапазоні робочих режимів СкСГ у порівнянні з генератором одноосового збудження має більш високі показники стійкості при роботі на потужну мережу і порівняно мало в цьому компоненті відрізняється при одиночній роботі на активно-індуктивне навантаження. Це дозволяє зробити висновок про більш ефективне гасіння відносних коливань режимних параметрів генераторних агрегатів у випадку паралельної роботи скомпенсованих синхронних генераторів на загальне навантаження.

3.2 Відносні коливання режимних параметрів при паралельній роботі двох ідентичних скомпенсованих синхронних генераторів

Як приводний двигун у генераторних агрегатах використовується або турбіна, або дизельний двигун. На відміну від турбін, приводний дизельний двигун створює додаткові коливання механічного моменту на валу генератора, обумовлені нерівномірністю ходу. Тому виникає питання оцінки впливу параметрів системи

збудження не тільки на стійкість системи в малому, але і на амплітуду коливань режимних параметрів, викликаних нерівномірністю ходу приводних двигунів.

Представимо механічний обертаючий момент двигуна у виді суми постійної $M_{\text{пост}}$ і перемінної $M_{\text{пер}}$ складових [24]:

$$M(t) = M_{\text{пост.}} + M_{\text{пер.}}(t) = k_{\omega}(\omega_{\text{синхр}} - \omega) + M_{\text{пер.}}(t),$$

звідки
$$\delta M(p) = -k_{\omega} \delta \omega + \delta M_{\text{пер.}}(p).$$

Будемо вважати, що два ідентичних скомпенсованих синхронних генератори працюють на загальне активно-індуктивне навантаження (3.1). Тоді, якщо з лінеаризованих рівнянь першого генератора, записаних в операторній формі, відняти рівняння другого, одержимо систему рівнянь, що описує відносні коливання режимних параметрів генератора:

$$A_{ps}(p) \cdot \delta F_{ps12} + B \cdot \delta M_{12-} = 0,$$

$$\text{де } B = [0, \quad 0, \quad 0, \quad 0, \quad 0, \quad 1];$$

матриця стану системи $A_{ps}(p)$ визначається системою (2.3), а вектор-стовпець відносних варіацій режимних параметрів δF_{ps12} – системою (3.2); δM_{12-} – різниця між перемінними складовими механічних моментів першого і другого генераторів.

З представленого матричного рівняння можна одержати передатну функцію системи стосовно впливу, що збурює, у якості якого виступає перемінна складова різниці механічних моментів приводних двигунів:

$$\Phi_{ps}(p) = \delta F_{ps12} [\delta M_{12-}]^{-1} = A_{ps}(p)^{-1} B. \quad (3.4)$$

Передатна функція (3.4) дозволяє розрахувати і побудувати логарифмічні амплітудно-частотні характеристики, по яких можна оцінити вплив збурюючої дії на відносні відхилення режимних параметрів генераторів. Зважаючи на те, що $\Phi_{ps}(p)$ являє собою вектор-стовпець, ЛАЧХ для i -того параметра вектора-стовпця δF_{ps12} буде наступним:

$$Amp(\omega)_i = 20 \log_{10} \left(\left| \Phi_{ps}(j\omega)_i \right| \right).$$

Розглянемо генератори з усередненими параметрами (пункт 1.2). Нехай генератори працюють зі струмом навантаження 1 в.о. і коефіцієнтом потужності 0,8 ($U_H = 1$ в.о.; $\omega_H = 1$ в.о.; $I_{dH} = 0,6$ в.о.; $I_{qH} = 0,8$ в.о.; $I_{fdH} = 2,2$ в.о.; $I_{fqH} = 1,2$ в.о.).

На рис. 3.3 представлені ЛАЧХ для наступних значень коефіцієнтів підсилення:

– крива 1 – $k_d = 0,85$; $k_{d1} = 0,9$; $k_{\omega 2} = 12100$ рад.; $k_{\Theta} = 7$ рад⁻¹ (у цьому випадку найбільша дійсна частина коренів характеристичного рівняння розглянутої системи $\eta = -0,015$ рад⁻¹);

– крива 2 – $k_d = 0,85$; $k_{d1} = 0$; $k_{\omega 2} = 0$; $k_{\Theta} = 0$ ($\eta = -0,0015$ рад⁻¹);

– крива 3 – $k_d = 0,85$; $k_{d1} = 0$; $k_{\omega 2} = 12100$ рад.; $k_{\Theta} = 7$ рад⁻¹ ($\eta = -0,0015$ рад⁻¹).

Крім того, прийняті наступні позначення:

$$Amp_d = 20 \text{Log}_{10} (\delta i_{d12} / \delta M_{12-}); \quad Amp_q = 20 \text{Log}_{10} (\delta i_{q12} / \delta M_{12-});$$

$$Amp_{\Theta} = 20 \text{Log}_{10} (\delta \Theta_{12} / \delta M_{12-}).$$

Як видно з рис.3.3, при значеннях кутової частоти менше 30 рад/с (що відповідає частоті 5 Гц) амплітуда відносних коливань поперечної (активної) складового струму якоря лише незначно менша амплітуди коливань механічного моменту на валові, а при визначених частотах навіть перевищує її. У зв'язку з тим, що в номінальному режимі амплітуда коливань механічного моменту складає 1 в.о., коливання з частотою менше 30 рад/с будуть приводити до значних відносних коливань активної потужності, що в умовах нормальної експлуатації неприпустимо. Оцінимо реальні значення частоти коливань для існуючих автономних дизель-генераторних агрегатів.

У [24] приводиться наступна формула для визначення частоти коливань основної гармоніки обертаючого моменту двигуна внутрішнього згорання:

$$\omega_{\mu} = \frac{\pi i m n}{30},$$

де $m = 1$ для двотактного двигуна і $m = 0,5$ для чотирьохтактного двигуна; i – число циліндрів; n – частота обертання двигуна.

Для чотирьохтактних дизелів типу Д6 і Д12, що мають відповідно шість і дванадцять циліндрів і забезпечують номінальну частоту обертання 750 і 1500 про/хв:

$$\text{для Д6} \quad \omega_{\mu} = \frac{\pi \cdot 0,5 \cdot 6 \cdot 750}{30} = 235,6 \text{ рад/з};$$

$$\text{для Д12} \quad \omega_{\mu} = \frac{\pi \cdot 0,5 \cdot 12 \cdot 1500}{30} = 942,5 \text{ рад/с}.$$

Таким чином, основна гармоніка обертаючого моменту відповідно до рис.3.3 викликає в сотні разів менші по амплітуді коливання режимних параметрів. Але у випадку порушення чіткого і рівномірного процесу упорскування палива і його згоряння виникають коливання обертаючого моменту більш низької частоти. При недостатньому тиску другого упорскування палива частота гармонік найменша, наприклад, для дизеля Д6 у 12 разів менша основної і складає 19,6 рад/с (3,1 Гц), а для дизеля Д12 – у 24 рази менше і складає 39,3 рад/с (6,3 Гц). Тобто такого роду порушення можуть привести до неприпустимих відносних коливань режимних параметрів генераторів.

Ще один важливий висновок, який можна зробити на підставі аналізу представлених на рис.3.3 залежностей, полягає в тому, що введення позитивного зворотного зв'язку по похідній подовжньої складовій струму якоря значно підвищує (у 5...10 раз) амплітуду відносних коливань подовжніх струмів якоря і мало впливає на відносні коливання кутів вильоту ротора і поперечних струмів якоря. Однак відсутність зазначеного зворотного зв'язку зменшує значення найбільшої дійсної частини коренів характеристичного рівняння розглянутої системи до рівня $\eta = -0,0015 \text{ рад}^{-1}$, тобто на порядок зменшує ступінь стійкості системи.

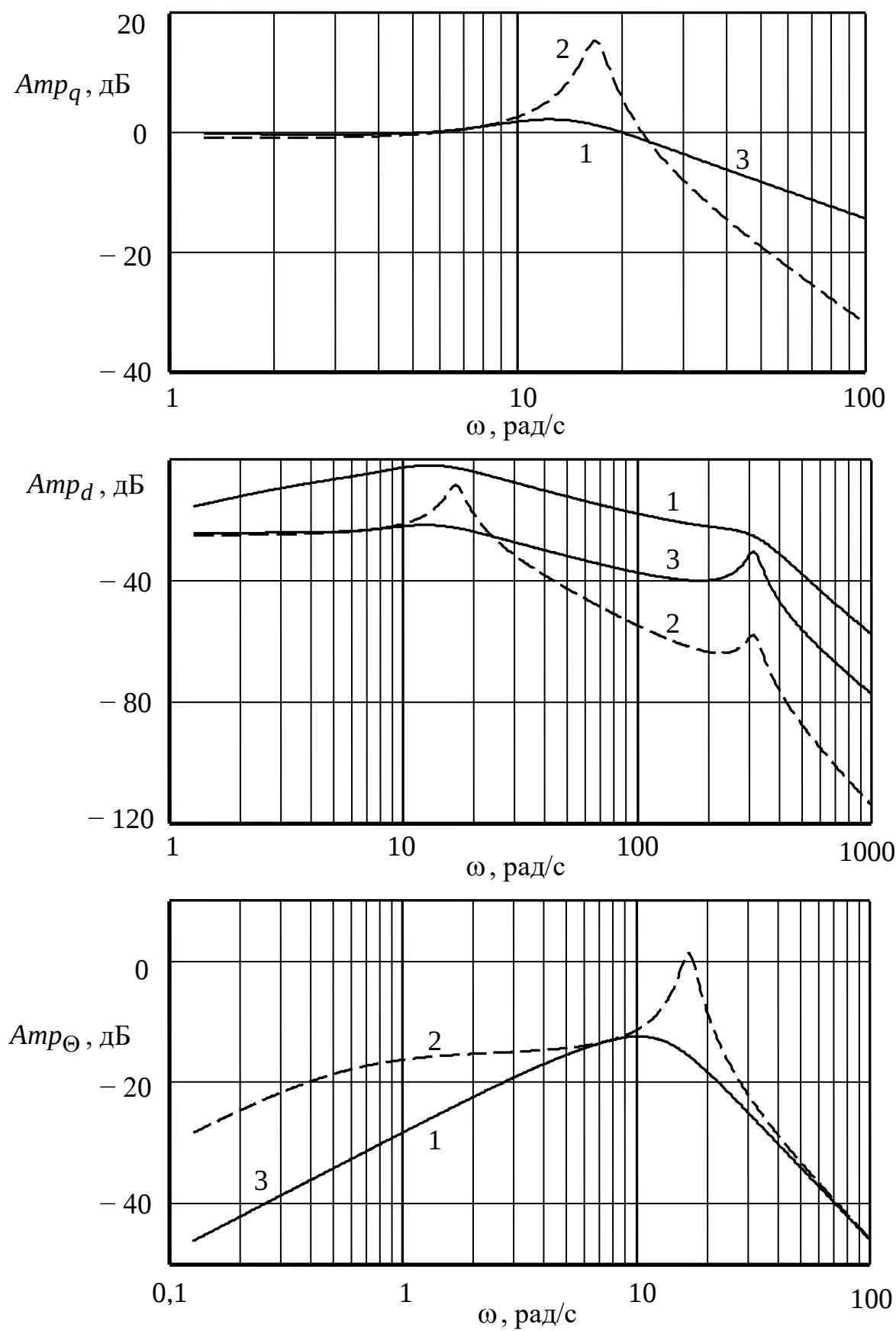


Рисунок 3.3. Вплив коливань механічного моменту на відносні коливання режимних параметрів паралельно працюючих СкСГ

Повернемося до рівнянь (3.1), що описують паралельну роботу двох ідентичних генераторних агрегатів на активно-індуктивне навантаження. Якщо тепер до лінеаризованих рівнянь першого генератора, записаних в операторній формі, додати рівняння другого, то з урахуванням рівнянь зв'язку одержимо систему, що описує абсолютні коливання режимних параметрів навантаження:

$$B_{RLS}(p) \cdot \delta F_{RLS12} + B_+ \delta M_{12+} = 0,$$

$$\text{де } B_+ = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix};$$

матриця стану системи $B_{RLS}(p)$ визначається системою (2.13), а вектор-стовпець напівсуми абсолютних варіацій режимних параметрів δF_{RLS12} – системою (3.3); δM_{12+} – напівсума перемінних складових механічного моменту першого і другого генераторів; $x_H = 2x_z$ і $r_H = 2r_z$ – індуктивний і активний опори навантаження.

Тоді передатна функція системи стосовно впливу, що збурює, у якості якого виступає перемінна складова напівсуми механічних моментів приводних двигунів:

$$\Phi_{s+}(p) = \delta F_{RLS12} [\delta M_{12+}]^{-1} = B_{RLS}(p)^{-1} B_+. \quad (3.5)$$

По передатній функції (3.5) можна побудувати логарифмічні амплітудно-частотні характеристики й оцінити вплив збурюючої дії на абсолютні відхилення режимних параметрів навантаження. Розглянемо генератори з раніше прийнятими параметрами, прийнявши для забезпечення номінального режиму наступні параметри навантаження: $x_z = 0,3$ в.о. і $r_z = 0,4$ в.о.

На рис. 3.4 представлені ЛАЧХ для наступних значень коефіцієнтів підсилення зворотних зв'язків ($k_d = 0.85$; $k_u = 20$ в.о.):

лінія 1 – $k_{d1} = 0.9$; $k_\Theta = 7$ рад⁻¹; $k_{\omega 2} = 12100$ рад. ($\eta = -0,0081$ рад⁻¹);

лінія 2 – $k_{d1} = 0$; $k_\Theta = 0$ рад⁻¹; $k_{\omega 2} = 0$ рад. ($\eta = -0,0018$ рад⁻¹);

лінія 3 – $k_{d1} = 0$; $k_\Theta = 7$ рад⁻¹; $k_{\omega 2} = 12100$ рад. ($\eta = -0,0094$ рад⁻¹);

лінія 4 – $k_{d1} = 0.9$; $k_\Theta = 7$ рад⁻¹; $k_{\omega 2} = 4000$ рад. ($\eta = -0,0085$ рад⁻¹).

Крім того, прийняті наступні позначення:

$$Amp_{U+} = 20 \text{Log}_{10}(\delta U / \delta M_{12+}); \quad Amp_{\Theta+} = 20 \text{Log}_{10}(\delta \Theta_{12+} / \delta M_{12+}).$$

Як видно з рис.3.4, амплітуда коливань режимних параметрів у тисячі разів менша амплітуди коливання основної гармоніки механічного моменту. З іншого боку, уведення позитивного зворотного зв'язку в подовжній осі по похідній подовжнього струму якоря значно зменшує коливання напруги, а зменшення позитивного зворотного зв'язку в поперечній осі по похідній частоти обертання зменшує не тільки амплітуду коливань напруги, але й амплітуду коливань сумарного кута навантаження генераторів.

Припустимо, що перемінна складова механічного моменту змінюється по синусоїдальному закону:

– для першого генератора $M_{\text{пер.1}}(t) = M \sin(\omega_{\mu} t)$;

– для другого генератора $M_{\text{пер.2}}(t) = M \sin(\omega_{\mu} t + \alpha)$.

Якщо кут $\alpha = 0$, тоді $\delta M_{12-} = 0$, а $\delta M_{12+} = M \sin(\omega_{\mu} t)$. У цьому випадку відносні коливання режимних параметрів генераторів будуть відсутні, а амплітуда усталених абсолютних коливань параметрів навантаження буде визначатися рівнянням (3.5) і відповідними частотними характеристиками (рис.3.4).

Якщо кут $\alpha = \pi$, тоді $\delta M_{12+} = 0$, а $\delta M_{12-} = 2M \sin(\omega_{\mu} t)$. У цьому випадку коливання механічного моменту не будуть викликати коливання режимних параметрів навантаження, а амплітуда сталих відносних коливань режимних параметрів генераторів буде визначатися рівнянням (3.4) і відповідними частотними характеристиками (рис.3.3).

Точно вгадати робоче значення кута α неможливо, тому для оцінки максимальних відхилень режимних параметрів системи, обумовлених нерівномірністю ходу приводних двигунів, доцільно використовувати обидва рівняння (3.4) і (3.5) без уточнення значення кута α .

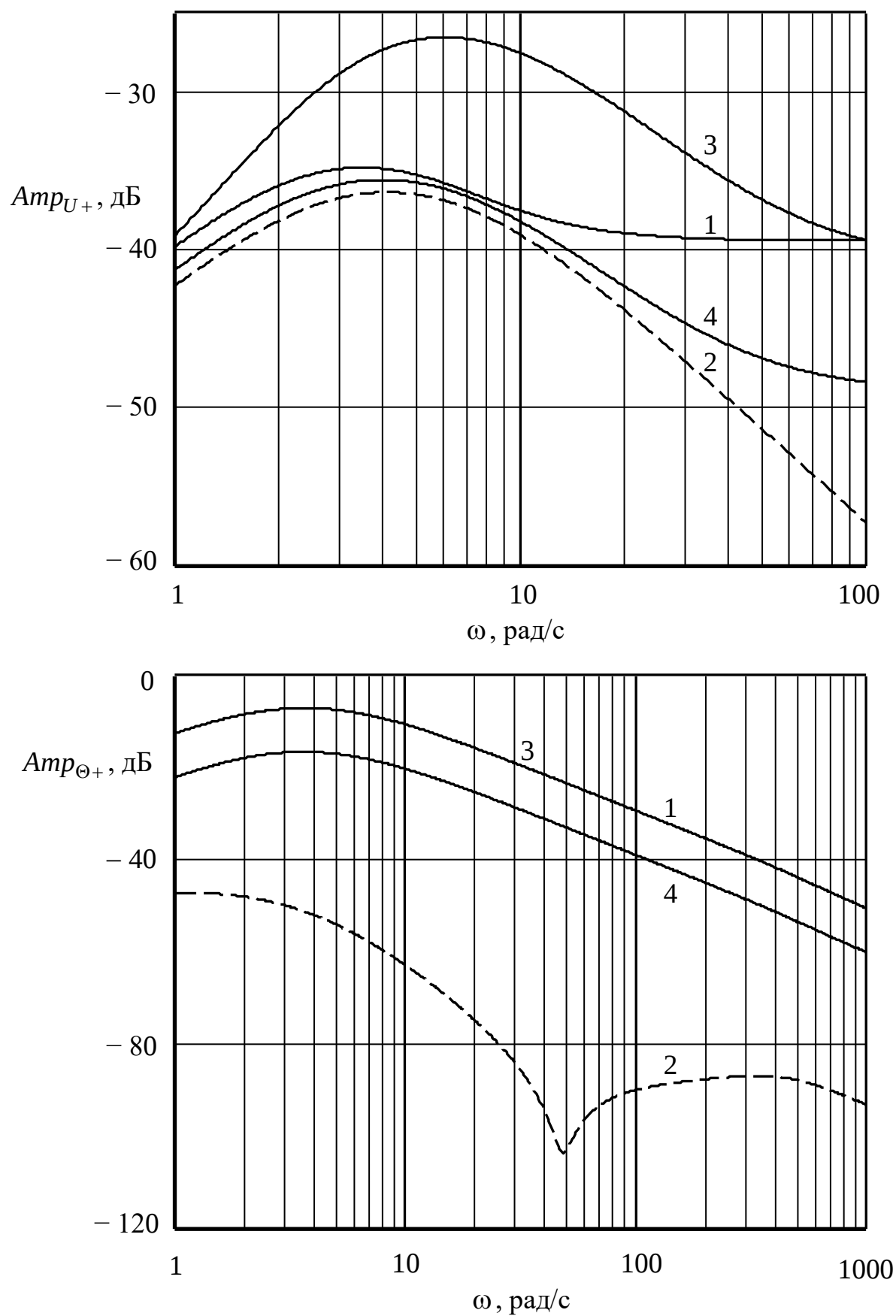


Рисунок 3.4. Вплив коливань механічного моменту на абсолютне коливання режимних параметрів навантаження

Для порівняння аналогічним образом розглянемо паралельну роботу двох ідентичних синхронних генераторів одноосьового збудження. Так, при відніманні з лінеаризованих рівнянь першого генератора рівнянь другого прийдемо до наступного матричного рівняння:

$$A_{po}(p) \delta F_{po12} + B_o \delta M_{12-} = 0,$$

$$\text{де} \quad \delta F_{po12} = \begin{bmatrix} \delta i_{d12} \\ \delta i_{q12} \\ \delta i_{fd12} \\ \delta \omega_{12} \\ \delta \Theta_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \delta i_{d1} \\ \delta i_{q1} \\ \delta i_{fd1} \\ \delta \omega_1 \\ \delta \Theta_1 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \delta i_{d2} \\ \delta i_{q2} \\ \delta i_{fd2} \\ \delta \omega_2 \\ \delta \Theta_2 \end{bmatrix}; \quad B_o = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix};$$

матриця стану $A_{po}(p)$ визначається системою (2.11); δM_{12-} – різниця між перемінними складовими механічних моментів першого і другого генераторів.

Передатна функція системи стосовно впливу, що збурює, у якості якого виступає перемінна складова різниці механічних моментів приводних двигунів:

$$\Phi_o(p) = \delta F_{po12} [\delta M_{12-}]^{-1} = A_{po}(p)^{-1} B_o. \quad (3.6)$$

Якщо тепер до лінеаризованих рівнянь першого генератора одноосьового збудження, записаних в операторній формі, додати рівняння другого, то з урахуванням рівнянь зв'язку одержимо наступне матричне рівняння:

$$B_{RLo}(p) \delta F_{RLo+} + B_{o+} \delta M_{12+} = 0,$$

$$\text{де} \quad 2 \cdot \delta F_{RLo+} = 2 \cdot \begin{bmatrix} \delta i_{d12+} \\ \delta i_{q12+} \\ \delta i_{fd12+} \\ \delta U \\ \delta \Theta_{12+} \\ \delta \omega_{12+} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \delta i_{d1} \\ \delta i_{q1} \\ \delta i_{fd1} \\ \delta U \\ \delta \Theta_1 \\ \delta \omega_1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \delta i_{d2} \\ \delta i_{q2} \\ \delta i_{fd2} \\ \delta U \\ \delta \Theta_2 \\ \delta \omega_2 \end{bmatrix}; \quad B_{o+} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix};$$

матриця стану системи $B_{RLo}(p)$ визначається системою (2.14); δM_{12+} – напівсума перемінних складових механічного моменту першого і другого генераторів; $x_H = 2x_z$ і $r_H = 2r_z$ – індуктивний і активний опори навантаження.

Передатна функція системи стосовно впливу, що збурює, у якості якого виступає перемінна складова напівсуми механічних моментів приводних двигунів:

$$\Phi_{o+}(p) = X_{12o+}(p)[\delta M_{12+}(p)]^{-1} = A_{o+}(p)^{-1} B_{o+}. \quad (3.7)$$

Розглянемо одноосьові генератори з усередненими параметрами (пункт 1.2). Нехай генератори працюють зі струмом навантаження 1 в.о. і коефіцієнтом потужності 0,8 ($U_H = 1$ в.о.; $\omega_H = 1$ в.о.; $I_{dH} = 0,96$ в.о.; $I_{qH} = 0,29$ в.о.; $I_{fdH} = 2,72$ в.о.; $\Theta_H = 0,63$ рад.).

На рис.2.16 і рис.2.17 представлені ЛАЧХ для наступних вихідних даних:

- крива 1 – скомпенсований синхронний генератор: $k_d = 0,85$; $k_{d1} = 180$; $k_{\omega 2} = 12100$ рад.; $k_{\Theta} = 7$ рад⁻¹; $k_u = 20$ в.о.;
- крива 2 – синхронний генератор одноосьового збудження: $k_d = 0,85$; $k_{\omega 2} = 21220$ рад.; $k_{\omega 1} = -88$ рад.; $k_u = 20$ в.о.; $k_{\Theta} = 8,15$ рад⁻¹ (для системи (3.4) маємо $\eta = -0,015$ рад⁻¹; а для системи (3.5) – $\eta = -0,0015$ рад⁻¹).

Як видно з рис.3.5 і рис.3.6 в області низьких частот амплітуди відносних коливань кутів вильоту роторів і абсолютних коливань напруги якоря у випадку роботи скомпенсованих синхронних генераторів менше, ніж у випадку паралельної роботи генераторів одноосьового збудження.

3.3 Висновки до розділу 3

3.3.1. Аналіз стійкості відносних коливань режимних параметрів ідентичних генераторних агрегатів у випадку паралельної роботи синхронних генераторів на загальне навантаження еквівалентний розглядові стійкості роботи одного генератора на потужну мережу.

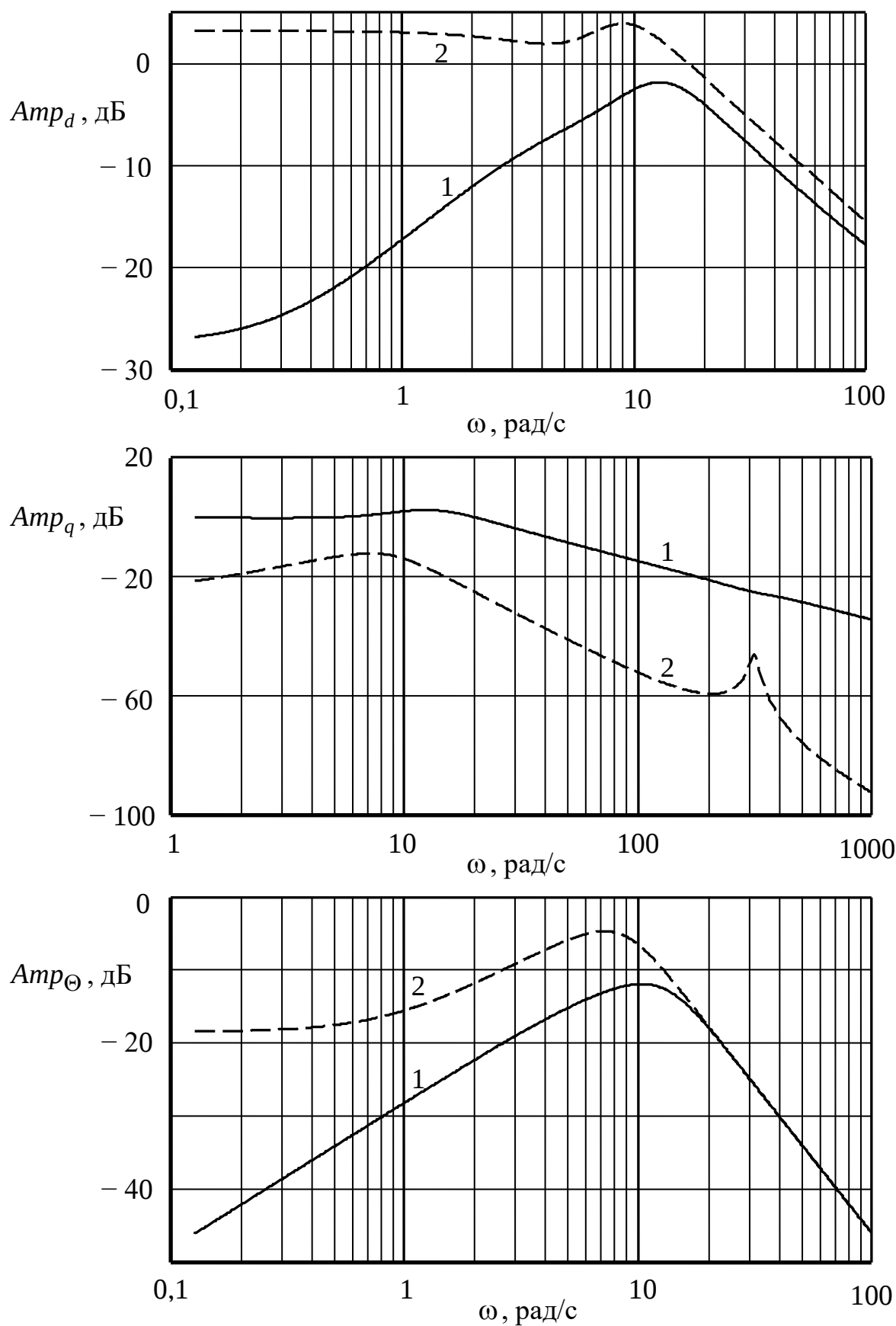


Рисунок 3.5 Вплив коливань механічного моменту на відносні коливання режимних параметрів паралельно працюючих генераторів.

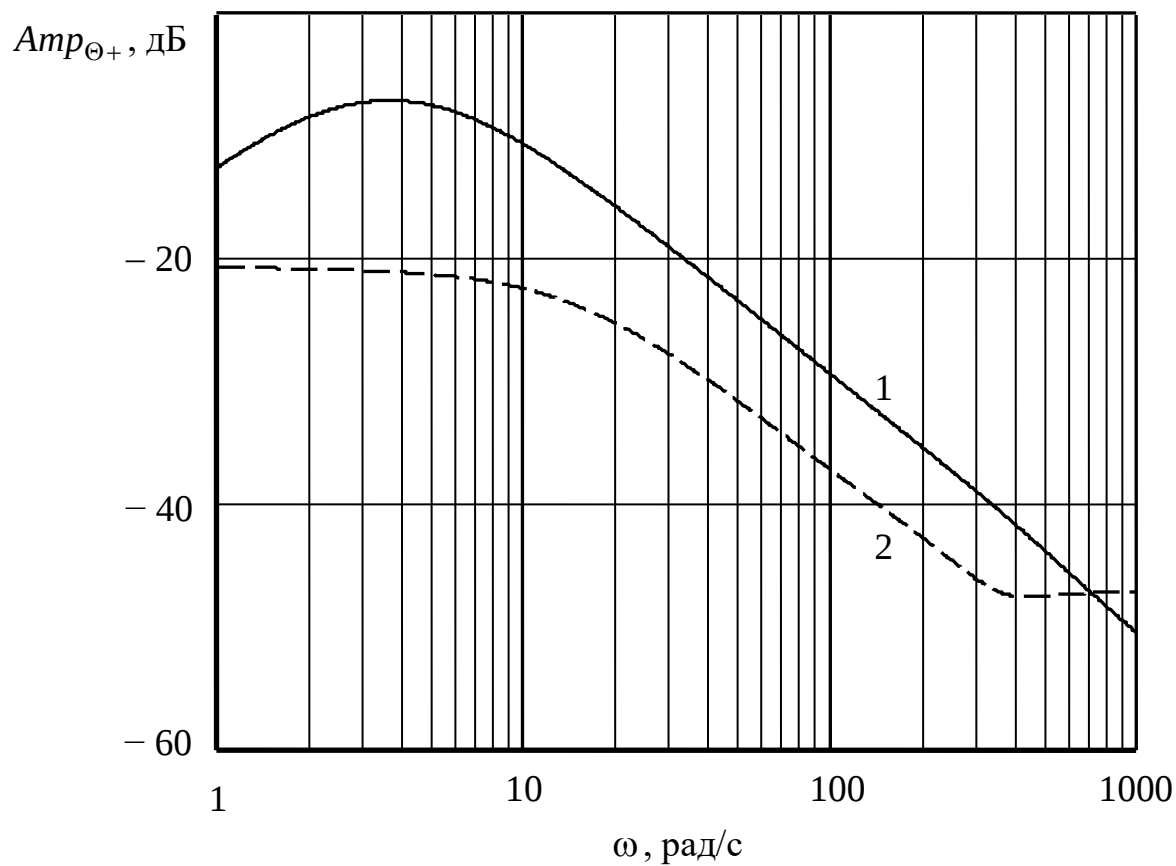
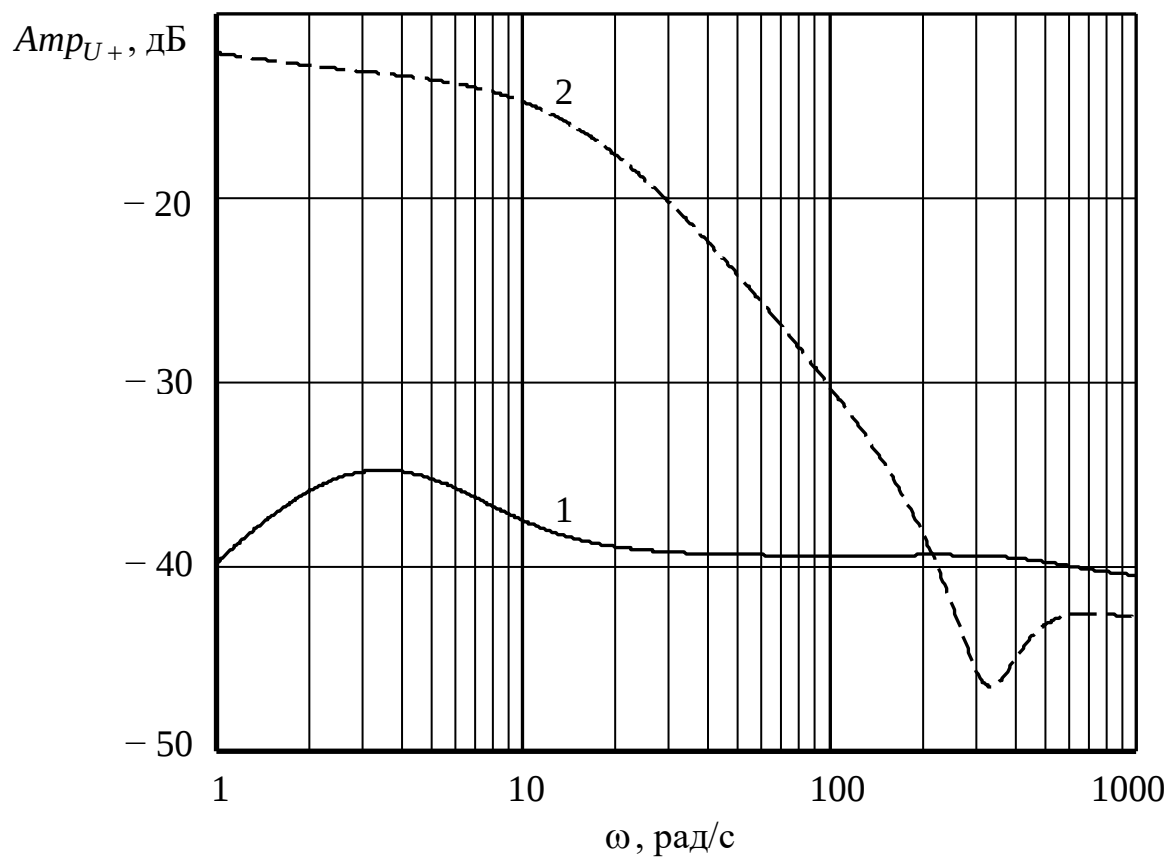


Рисунок 3.6 Вплив коливань механічного моменту на абсолютні коливання режимних параметрів навантаження

3.3.2. Аналіз паралельної роботи декількох синхронних генераторів на активно-індуктивне навантаження привів до наступного твердження: при розгляді стійкості систему з двох ідентичних генераторних агрегатів, що працюють на єдине навантаження, можна замінити двома еквівалентними підсистемами: генератор – потужна мережа і генератор – половинне навантаження. У цьому випадку характеристичне рівняння системи буде визначатися добутком характеристичних рівнянь підсистем.

3.3.3. У результаті аналізу впливу нерівномірності ходу первинних двигунів на коливання режимних параметрів паралельно працюючих генераторів шляхом дослідження амплітудно-частотних характеристик показано, що основна гармоніка обертаючого моменту викликає в сотні разів менші по амплітуді коливання режимних параметрів.

3.3.4. При паралельній роботі скомпенсованих синхронних генераторів низькочастотні складові обертаючого моменту викликають менші по амплітуді відносні коливання кутів вильоту роторів і абсолютні коливання напруги якоря, чим у випадку роботи генераторів одноосьового збудження.

ВИСНОВКИ

1. Розроблені програми в середовищі *MathCAD* для розрахунку ступеня статичної стійкості роботи синхронного генератора на потужну мережу та на активно-індуктивне навантаження.

2. Отримані аналітичні вирази для визначення коефіцієнтів підсилення зворотних зв'язків по куту вильоту ротора за заданим рівнем статичної стійкості роботи синхронного генератора на потужну мережу.

3. Показано, що введення позитивного зворотного зв'язку в поперечній осі збудження по куту вильоту ротора і його першим двом похідним (по відхиленню і похідній частоти обертання) дозволяє значно збільшити ступінь стійкості роботи СкСГ на потужну мережу, однак її максимальне значення обмежується ступенем струмової компенсації в подовжній осі.

4. На відміну від синхронного генератора одноосьового збудження, при роботі СкСГ на потужну мережу корені характеристичного рівняння мало залежать від параметрів сталого режиму, у зв'язку з чим СкСГ має більш високі показники стійкості в усьому діапазоні робочих режимів.

5. Аналіз стійкості автономної роботи СкСГ на активно-індуктивне навантаження показав, що спільне введення негативного зворотного зв'язку в подовжній осі по відхиленню напруги якоря і позитивного зворотного зв'язку в поперечній осі по куту вильоту ротора приводить до збільшення ступеня стійкості з однієї сторони і поліпшення протікання перехідних процесів з іншої.

6. При одиночній роботі СкСГ на активно-індуктивне навантаження введення в поперечній осі позитивного зворотного зв'язку по похідній частоти обертання дозволяє підвищити ступінь стійкості, однак, значно поліпшити цей показник у порівнянні із синхронним генератором одноосьового збудження неможливо.

7. Аналіз паралельної роботи декількох синхронних генераторів на активно-індуктивне навантаження привів до наступного твердження: при розгляді стійкості систему з двох ідентичних генераторних агрегатів, що працюють на

єдине навантаження, можна замінити двома еквівалентними підсистемами: генератор – потужна мережа і генератор – половинне навантаження. У цьому випадку характеристичне рівняння системи буде визначатися добутком характеристичних рівнянь підсистем.

8. Аналіз стійкості відносних коливань режимних параметрів ідентичних генераторних агрегатів у випадку паралельної роботи синхронних генераторів на загальне навантаження еквівалентний розглядові стійкості роботи одного генератора на потужну мережу.

9. У результаті аналізу впливу нерівномірності ходу первинних двигунів на коливання режимних параметрів паралельно працюючих генераторів шляхом дослідження амплітудно-частотних характеристик показано, що основна гармоніка обертаючого моменту викликає в сотні разів менші по амплітуді коливання режимних параметрів.

10. При паралельній роботі скомпенсованих синхронних генераторів низькочастотні складові обертаючого моменту викликають менші по амплітуді відносні коливання кутів вильоту роторів і абсолютні коливання напруги якоря, чим у випадку роботи генераторів одноосьового збудження.

СПИСОК ВИКОРИСТАНОЇ ЛІТЕРАТУРИ:

1. Вольдек А.И. Электрические машины / А.И. Вольдек. – Изд. 2-е, перераб. и доп. – Л.: Энергия, 1974. – 840 с.
2. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины / А.В. Иванов-Смоленский. – М.: Энергия, 1980. – 928 с.
3. Токарев Л.Н. Математическое описание, расчет и моделирование физических процессов в судовых электростанциях / Л.Н. Токарев – Л.: Судостроение, 1980. – 119 с.
4. Веретенников Л.П. Исследование процессов в судовых электроэнергетических системах. Теория и методы / Л.П. Веретенников. – Л.: Судостроение, 1975. – 376 с.
5. Сипайлов Г.А. и др. Электрические машины (специальный курс): Учеб. для вузов по спец. "Электрические машины" / Г.А. Сипайлов, Е.В. Кононенко, К.А. Хорьков – М.: Высш. шк., 1987. – 287 с.
6. Подымака В.И. Проектирование автоматизированных судовых электроэнергетических систем. Учебное пособие / В.И. Подымака. – Николаев: НКИ, 1980. – 59 с.
7. Подымака В.И. Передаточная функция скомпенсированной синхронной машины / В.И. Подымака, С.М. Новогрецкий // Збірник наукових праць НУК. – Миколаїв: НУК, 2004. – № 3 (396) – С. 96 – 104.
8. Новогрецкий С.М. Регулирование напряжения возбуждения в скомпенсированном синхронном генераторе / С.М. Новогрецкий С.М. // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. – Кременчук: КДПУ, 2004. – Вип. 2/2004 (25). – С. 71 – 73.
9. Жданов П.С. Вопросы устойчивости электроэнергетических систем / П.С. Жданов ; под ред. Л.А. Жукова. – М.: Энергия, 1979. – 456 с.
10. Абдул-Заде В.М. Выбор настроек АРВ генераторов по результатам анализа статической устойчивости энергосистемы./ В.М. Абдул-Заде, Д.Г. Алиев, А.М. Гусейнов // Электричество. – 1990. – №3. – С.54–58.

11. Дегтярев В.Н. Определение доминирующих мод колебаний и настроек регуляторов возбуждения в электроэнергетических системах / В.Н. Дегтярев // Электричество. – 2001. – №11. – С.2 – 8.

12. Новогрецкий С.Н. Расчет статической устойчивости электроэнергетических систем / С.М. Новогрецкий // Електротехніка і електромеханіка: Матеріали Міжнародної наук.-техн. конф. студентів, аспірантів, молодих вчених: тези допов. – Миколаїв: НУК, 2004. – С. 60 – 64.

13. О критике теории статической устойчивости энергосистем. Дискуссии / В.Т. Морозовский, В.А. Веников, В.А. Строев, С.А. Совалов [и др.] // Электричество. – 1975. – №8. – С. 66 – 92.

14. Костюк О.М. Элементы теории устойчивости энергосистем / О.М. Костюк. – Киев: Наук. думка, 1983. – 296 с.

15. Справочник судового электротехника: в 3 т. / под ред. Китаенко Г.И. – Л. : Судостроение. – Т.1: Судовые электроэнергетические системы и устройства. – 1980. – 528с.

16. Коваленко В.П. Автоматическое регулирование возбуждения и устойчивость судовых синхронных генераторов / В.П. Коваленко – Л.: Судостроение, 1976. – 270 с.

17. Филлипова Н.В. Модальный анализ устойчивости энергосистем: критерии статической устойчивости и локализации собственных значений / Н.В. Филлипова, Е.В. Тузлукова // Электричество. – 2004. – №11. – С.2–15.

18. Андре Анго. Математика для электро- и радиоинженеров / Андре Анго. – М.: Наука, Глав. ред. физико-математической литературы, 1967. – 780с.

19. Бесекерский В.А., Попов Е.П. Теория систем автоматического регулирования / В.А. Бесекерский, Е.П. Попов – М.: Наука, Глав. ред. физико-математической литературы, 1972. – 768 с.

20. Филлипова Н.В. Модальный анализ устойчивости энергосистем: критерии статической устойчивости и локализации собственных значений / Н.В. Филлипова, Е.В. Тузлукова // Электричество. – 2004. – №11. – С.2–15.

21. Сигорский В.П. Математический аппарат инженера / В.П. Сигорский. – К.: Техніка, 1975. – 768 с.
22. Мещанинов П.А. Автоматизация судовых электроэнергетических систем / П.А. Мещанинов. – Л.: Судостроение, 1970. – 367 с.
23. Новогрецкий С.М. Статическая устойчивость синхронного генератора при регулировании напряжения возбуждения по углу нагрузки / С.М. Новогрецкий // Вісник СНУ ім. Даля. – Луганськ, 2003. – № 6 (64) – С. 47 – 50.
24. Мелешкин Г.А. Переходные режимы судовых электроэнергетических систем / Г.А. Мелешкин. – Л.: Судостроение, 1971. – 344 с.

Аналіз роботи скомпенсованного синхронного генератора на потужну мережу та статичне навантаження

Вихідні данні

$$X_d := 2 \quad X_q := 2 \quad X_{d1} := 0.2 \quad X_{ad} := 1.9 \quad X_{aq} := 1.9 \quad R_a := 0.013$$

$$T_{do} := 1000 \quad T_{qo} := 500 \quad T_j := 2000 \quad K_{fsd} := \frac{X_d - X_{d1}}{X_{ad}} \quad K_{fsq} := K_{fsd}$$

$$X_z := 0.6 \quad R_z := 0.8$$

Робота на активно-індуктивне статичне навантаження

Параметри усталеного режиму

$$I_d := 1 \quad I_{fq} := 1 \quad I_{fd} := 1 \quad I_q := 1 \quad w := 1 \quad U := 1 \quad \Theta := 0$$

Given

$$I_q \cdot (X_q + X_z) \cdot w - w \cdot I_{fq} - (R_a + R_z) \cdot I_d = 0$$

$$w \cdot (X_d + X_z) \cdot I_d - w \cdot I_{fd} + (R_a + R_z) \cdot I_q = 0$$

$$I_{fq} - K_{q1} \cdot X_q \cdot I_q = 0$$

$$I_{fd} - K_{d1} \cdot X_d \cdot I_d + K_{d2} \cdot \sqrt{(I_d \cdot R_z - w \cdot X_z \cdot I_q)^2 + (I_q \cdot R_z + w \cdot X_z \cdot I_d)^2} = K_{d2} + 1$$

$$20 \cdot (1.04 - w) + I_{fq} \cdot I_d - I_{fd} \cdot I_q = 0$$

$$U = \sqrt{(I_d \cdot R_z - w \cdot X_z \cdot I_q)^2 + (I_q \cdot R_z + w \cdot X_z \cdot I_d)^2}$$

$$\Theta = \arcsin\left(\frac{I_d \cdot R_z - w \cdot X_z \cdot I_q}{U}\right)$$

$$fl(R_z, X_z, K_{q1}, K_{d1}, K_{d2}) := \text{Find}(I_d, I_q, I_{fd}, I_{fq}, U, w, \Theta)$$

Матриця стану системи

$D(I_d, I_q, I_{fd}, I_{fd}, U, w, R_z, X_z, K_{d1}, K_{d2}, K_{q1}, K_{q2}, K_{q3}, K_{q4}, k_i, p) := \blacksquare$

$$\blacksquare := \begin{bmatrix} -(p \cdot X_d + R_a) & w \cdot X_q & p & -w & 0 & -U & X_q \cdot I_q - I_{fq} \\ w \cdot X_d & p \cdot X_q + R_a & -w & -p & 1 & 0 & X_d \cdot I_d - I_{fd} \\ -\left(T_{do} \cdot p \cdot K_{fsd} \cdot X_{ad} \dots \right. \\ \left. + K_{d1} \cdot X_d + k_i \cdot p \right) & 0 & T_{do} \cdot p + 1 & 0 & K_{d2} & 0 & 0 \\ 0 & -\left(T_{qo} \cdot p \cdot K_{fsq} \cdot X_{aq} \dots \right. \\ \left. + K_{q1} \cdot X_q \right) & 0 & T_{qo} \cdot p + 1 & 0 & -K_{q2} - K_{q3} \cdot p & -K_{q4} \cdot p \\ -I_{fq} & I_{fd} & I_q & -I_d & 0 & 0 & T_j \cdot p + 20 \\ R_z + X_z \cdot p & -w \cdot X_z & 0 & 0 & 0 & -U & -X_z \cdot I_q \\ -w \cdot X_z & -R_z - X_z \cdot p & 0 & 0 & 1 & 0 & -X_z \cdot I_d \end{bmatrix}$$

Визначник матриці стану системи

$$Dm(Id, Iq, Ifd, Ifq, U, w, Rz, Xz, Kd1, Kd2, Kq1, Kq2, Kq3, Kq4, ki, p) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := |D(Id, Iq, Ifd, Ifq, U, w, Rz, Xz, Kd1, Kd2, Kq1, Kq2, Kq3, Kq4, ki, p)|$$

Розрахунок ступеня статичної стійкості системи

$$\eta z(Z, COS, Kq1, Kd1, Kd2, Kq2, Kq3, Kq4, ki) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \left| \begin{array}{l} Rz \leftarrow Z \cdot COS \\ Xz \leftarrow \sqrt{Z^2 - Rz^2} \\ p \leftarrow 0 \\ I \leftarrow fl(Rz, Xz, Kq1, Kd1, Kd2) \\ K_0 \leftarrow Dm(I_0, I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, Rz, Xz, Kd1, Kd2, Kq1, Kq2, Kq3, Kq4, ki, p) \\ \text{for } n \in 1..5 \\ \quad K_n \leftarrow \frac{\frac{d^n}{dp^n} Dm(I_0, I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, Rz, Xz, Kd1, Kd2, Kq1, Kq2, Kq3, Kq4, ki, p)}{n!} \\ R \leftarrow \text{polyroots}(K) \\ \max(\text{Re}(R)) \end{array} \right|$$

Розрахунок логарифмічних амплітудно-частотних характеристик впливу коливань механічного моменту на коливання режимних параметрів системи

$$B := (0 \ 0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 0 \ 0)^T$$

$$F(Rz, Xz, kd1, kd2, kq1, kq2, kq3, kq4, ki, p) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \left| \begin{array}{l} I \leftarrow fl(Rz, Xz, Kq1, Kd1, Kd2) \\ A \leftarrow D(I_0, I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, Rz, Xz, Kd1, Kd2, Kq1, Kq2, Kq3, Kq4, ki, p \cdot i) \\ HH \leftarrow A^{-1} \cdot B \\ 20 \cdot \log(|HH_5|) \end{array} \right|$$

Робота на мережу нескінченної потужності

Вихідний усталений режим

$$Ifq := 1 \quad Ifd := 1 \quad w := 1 \quad Ud := 1 \quad Uq := 1$$

Given

$$Iq \cdot Xq \cdot w - w \cdot Ifq - Ra \cdot Id = Ud$$

$$w \cdot Xd \cdot Id - w \cdot Ifd + Ra \cdot Iq = -Uq$$

$$Ifq - k_{q1} \cdot Xq \cdot Iq - Ud \cdot k_o = 0$$

$$Ud^2 + Uq^2 = 1$$

$$20 \cdot (1.04 - w) + Ifq \cdot Id - Ifd \cdot Iq = 0$$

$$f(Id, Iq, k_{d1}, k_{q1}, k_o) := \text{Find}(Ud, Uq, Ifd, Ifq, w)$$

Матриця стану системи

$$Dc(Id, Iq, Ifd, Ifq, w, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p) := \mathbf{A}$$

$$\mathbf{A} := \begin{bmatrix} -(p \cdot Xd + Ra) & w \cdot Xq & p & -w & -1 & (Xq \cdot Iq - Ifq) \\ w \cdot Xd & (p \cdot Xq + Ra) & -w & -p & 0 & (Xd \cdot Id - Ifd) \\ -\left(Tdo \cdot p \cdot Kfsd \cdot Xad \dots \right. \\ \left. + k_i \cdot p + k_{d1} \cdot Xd \right) & 0 & Tdo \cdot p + 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\left(Tqo \cdot p \cdot Kfsq \cdot Xaq \dots \right. \\ \left. + k_{q1} \cdot Xq \right) & 0 & Tqo \cdot p + 1 & -k_o & -k_{o2} \cdot p - k_{o1} \\ -Ifq & Ifd & Iq & -Id & 0 & Tj \cdot p + 20 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & p & -1 \end{bmatrix}$$

Визначник матриці стану системи

$$Dmc(Id, Iq, Ifd, Ifq, w, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p) := \mathbf{A}$$

$$\mathbf{A} := |Dc(Id, Iq, Ifd, Ifq, w, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p)|$$

Розрахунок ступеня статичної стійкості та коливальності системи

$$\eta(Id, Iq, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \left| \begin{array}{l} p \leftarrow 0 \\ I \leftarrow f(Id, Iq, k_{d1}, k_{q1}, k_o) \\ K_0 \leftarrow Dmc(Id, Iq, I_2, I_3, I_4, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p) \\ \text{for } n \in 1..5 \\ \quad K_n \leftarrow \frac{\frac{d^n}{dp^n} Dmc(Id, Iq, I_2, I_3, I_4, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p)}{n!} \\ p1 \leftarrow 1 \\ \quad K_6 \leftarrow \frac{\frac{d^5}{dp1^5} (Dmc(Id, Iq, I_2, I_3, I_4, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p1)) - K_5 \cdot 5!}{6!} \\ R \leftarrow \text{polyroots}(K) \\ R1 \leftarrow \text{Re}(R) \\ \text{for } i \in 0..4 \\ \quad R2_i \leftarrow \left| \frac{\text{Im}(R_i)}{\text{Re}(R_i)} \right| \\ (\max(R1) \quad \max(R2)) \end{array} \right|$$

Розрахунок логарифмічних амплітудно-частотних характеристик впливу коливання механічного моменті на коливання режимних параметрів системи

$$B := (0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 0)^T$$

$$F(Id, Iq, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \left| \begin{array}{l} I \leftarrow f(Id, Iq, k_{d1}, k_{q1}, k_o) \\ A \leftarrow Dc(Id, Iq, I_2, I_2, I_4, k_{d1}, k_{q1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, k_i, p \cdot i) \\ HH \leftarrow A^{-1} \cdot B \\ \text{Ampl} \leftarrow |HH_1| \\ 20 \cdot \log(\text{Ampl}) \end{array} \right|$$

Аналіз роботи синхронного генератора одноосьового
збудження на потужну мережу та статичне навантаження

Вихідні данні

$$X_d := 2 \quad X_q := 2 \quad X_{d1} := 0.2$$

$$X_{ad} := 1.9 \quad X_{aq} := 1.9 \quad R_a := 0.013$$

$$T_{do} := 1000 \quad T_j := 2000 \quad K_{fsd} := \frac{X_d - X_{d1}}{X_{ad}} \quad K_{fsq} := K_{fsd}$$

Робота на активно-індуктивне статичне навантаження

$$X_z := 0.6 \quad R_z := 0.8$$

Параметри усталеного режиму

$$I_d := 1 \quad I_{fq} := 1 \quad I_{fd} := 1 \quad I_q := 1$$

$$w := 1 \quad U := 1 \quad \Theta := 1$$

Given

$$I_q \cdot (X_q + X_z) \cdot w - (R_a + R_z) \cdot I_d = 0$$

$$w \cdot (X_d + X_z) \cdot I_d - w \cdot I_{fd} + (R_a + R_z) \cdot I_q = 0$$

$$I_{fd} + \left(k_{d2} - \frac{X_z \cdot w \cdot X_d \cdot k_{d1}}{R_z^2 + X_z^2 \cdot w^2} \right) \cdot \sqrt{(I_d \cdot R_z - w \cdot X_z \cdot I_q)^2 + (I_q \cdot R_z + w \cdot X_z \cdot I_d)^2} = k_{d2} + 1$$

$$20 \cdot (1.04 - w) - I_{fd} \cdot I_q = 0$$

$$U = \sqrt{(I_d \cdot R_z - w \cdot X_z \cdot I_q)^2 + (I_q \cdot R_z + w \cdot X_z \cdot I_d)^2}$$

$$\Theta = \arccos\left(\frac{I_q \cdot R_z + w \cdot X_z \cdot I_d}{U}\right)$$

$$fl(R_z, X_z, k_{d1}, k_{d2}) := \text{Find}(I_d, I_q, I_{fd}, \Theta, U, w)$$

Матриця стану системи

$$D1(Id, Iq, Ifd, \Theta, U, w, Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) := \begin{bmatrix} -(p \cdot X_d + Ra) & w \cdot X_q & p & -\sin(\Theta) & -U \cdot \cos(\Theta) & X_q \cdot I_q \\ w \cdot X_d & p \cdot X_q + Ra & -w & \cos(\Theta) & -U \cdot \sin(\Theta) & X_d \cdot Id - Ifd \\ -\left(T_{do} \cdot p \cdot K_{fsd} \cdot X_{ad} \dots \right. & k_{d1} \cdot X_d \cdot \sin(\Theta) & T_{do} \cdot p + 1 & k_{d2} & k_{d1} \cdot X_d \cdot \left(\frac{\sin(\Theta)}{+ \cos(\Theta)} \cdot Id \dots \right) - k_o & -k_{o1} - k_{o2} \cdot p \\ \left. + k_{d1} \cdot X_d \cdot \cos(\Theta) \right) & 0 & Ifd & I_q & 0 & T_j \cdot p + 20 \\ Rz + X_z \cdot p & -w \cdot X_z & 0 & -\sin(\Theta) & -U \cdot \cos(\Theta) & -X_z \cdot I_q \\ -w \cdot X_z & -Rz - X_z \cdot p & 0 & \cos(\Theta) & -U \cdot \sin(\Theta) & -X_z \cdot Id \end{bmatrix}$$

Визначник матриці стану системи

$$Dm1(Id, Iq, Ifd, \Theta, U, w, Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) := |D1(Id, Iq, Ifd, \Theta, U, w, Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p)|$$

Розрахунок ступеня статичної стійкості системи

$$\eta l(Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \left| \begin{array}{l} p \leftarrow 0 \\ I \leftarrow fl(Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}) \\ K_0 \leftarrow Dm1(I_0, I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) \\ \text{for } n \in 1..4 \\ \quad K_n \leftarrow \frac{\frac{d^n}{dp^n} Dm1(I_0, I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p)}{n!} \\ R \leftarrow \text{polyroots}(K) \\ R1 \leftarrow \text{Re}(R) \\ R \end{array} \right.$$

Розрахунок логарифмічних амплітудно-частотних характеристик впливу коливань механічного моменту на коливання режимних параметрів системи

$$B := (0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 0 \ 0)^T$$

$$F(Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \left| \begin{array}{l} I \leftarrow fl(Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}) \\ A \leftarrow D1(I_0, I_1, I_2, I_3, I_4, I_5, Rz, Xz, k_{d1}, k_{d2}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p \cdot i) \\ HH \leftarrow A^{-1} \cdot B \\ 20 \cdot \log(|HH_1|) \end{array} \right.$$

Робота на мережу нескінченної потужності

Вихідний усталений режим

$$\psi := 1 \quad w := 1 \quad Ifd := 1 \quad \Theta := 1$$

Given

$$\frac{1}{Z} \cdot \cos(\psi) \cdot Xq \cdot w - Ra \cdot \frac{1}{Z} \cdot \sin(\psi) = \sin(\Theta)$$

$$w \cdot Xd \cdot \frac{1}{Z} \cdot \sin(\psi) - w \cdot Ifd + Ra \cdot \frac{1}{Z} \cdot \cos(\psi) = -\cos(\Theta)$$

$$20 \cdot (1.04 - w) - Ifd \cdot \frac{1}{Z} \cdot \cos(\psi) = 0$$

$$\psi - \Theta = \text{acos}(\text{Cosf})$$

$$f(Z, \text{Cosf}, k_{d1}) := \text{Find}(\Theta, \psi, Ifd, w)$$

Матриця стану системи

$$D(Id, Iq, Ifd, \Theta, w, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) := \mathbf{A}$$

$$\mathbf{A} := \begin{bmatrix} -(p \cdot X_d + R_a) & w \cdot X_q & p & -\cos(\Theta) & X_q \cdot I_q \\ w \cdot X_d & p \cdot X_q + R_a & -w & -\sin(\Theta) & (X_d \cdot I_d - I_{fd}) \\ -\left(T_{do} \cdot p \cdot K_{fsd} \cdot X_{ad} \dots \right. & k_{d1} \cdot X_d \cdot \sin(\Theta) & T_{do} \cdot p + 1 & -k_o + k_{d1} \cdot \begin{pmatrix} \cos(\Theta) \cdot I_q \dots \\ + \sin(\Theta) \cdot I_d \end{pmatrix} & -k_{o1} - k_{o2} \cdot p \\ 0 & I_{fd} & I_q & 0 & T_j \cdot p + 20 \\ 0 & 0 & 0 & p & -1 \end{bmatrix}$$

Визначник матриці стану системи

$$D_m(Id, Iq, Ifd, \Theta, w, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) := |D(Id, Iq, Ifd, \Theta, w, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p)|$$

Розрахунок ступеня статичної стійкості системи

$$\eta(Z, \text{Cosf}, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}) := \left| \begin{array}{l} p \leftarrow 0 \\ I \leftarrow f(Z, \text{Cosf}, k_{d1}) \\ I_d \leftarrow \frac{\sin(I_1)}{Z} \\ I_q \leftarrow \frac{\cos(I_1)}{Z} \\ K_0 \leftarrow D_m(Id, Iq, I_2, I_0, I_3, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) \\ \text{for } n \in 1..5 \\ \frac{d^n}{dp^n} D_m1(Id, Iq, I_2, I_0, I_3, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) \\ K_n \leftarrow \frac{\frac{d^n}{dp^n} D_m1(Id, Iq, I_2, I_0, I_3, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p)}{n!} \\ R \leftarrow \text{polyroots}(K) \\ R1 \leftarrow \text{Re}(R) \\ R \end{array} \right|$$

Розрахунок логарифмічних амплітудно-частотних характеристик впливу коливань механічного моменту на коливання режимних параметрів системи

$$B := (0 \ 0 \ 0 \ -1 \ 0)^T$$

$$F(Z, \text{Cosf}, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p) := \left| \begin{array}{l} I \leftarrow f(Z, \text{Cosf}, k_{d1}) \\ I_d \leftarrow \frac{\sin(I_1)}{Z} \\ I_q \leftarrow \frac{\cos(I_1)}{Z} \\ A \leftarrow D(Id, Iq, I_2, I_0, I_3, k_{d1}, k_o, k_{o1}, k_{o2}, p \cdot i) \\ HH \leftarrow A^{-1} \cdot B \\ 20 \cdot \log(|HH_1|) \end{array} \right|$$

Аналіз статичної стійкості паралельної роботи двох
скомпенсованих синхронних генераторів на
активно-індуктивне статичне навантаження

Вихідні данні

Генератор №1

$$Z_{b1} := 0.13 \quad X_{ad1} := 1.9 \quad X_{aq1} := 1.9 \quad X_{d1} := 2 \quad X_{q1} := 2 \quad X_{q11} := 0.2$$

$$X_{d11} := 0.2 \quad R_{a1} := 0.013 \quad T_{do1} := 1000 \quad T_{j1} := 2000 \quad T_{qo1} := 500$$

$$K_{fsd1} := \frac{(X_{d1} - X_{d11})}{X_{ad1}} \quad K_{fsq1} := K_{fsd1} \quad K_{fsd1} = 0.947$$

Генератор №2

$$Z_{b2} := 0.13 \quad X_{ad2} := 1.9 \quad X_{aq2} := 1.9 \quad X_{d2} := 2 \quad X_{q2} := 2 \quad X_{q12} := 0.2$$

$$X_{d12} := 0.2 \quad R_{a2} := 0.013 \quad T_{do2} := 1000 \quad T_{j2} := 2000 \quad T_{qo2} := 500$$

$$K_{fsd2} := \frac{(X_{d2} - X_{d12})}{X_{ad2}} \quad K_{fsq2} := K_{fsd2} \quad K_{fsd2} = 0.947$$

Параметри навантаження

$$CS := 0.8 \quad X_z := 0.5 \cdot \sqrt{1 - CS^2} \quad R_z := 0.5 \cdot CS$$

Вихідний усталений режим

$$I_{d1} := 0.6 \quad I_{fq1} := 1.6 \quad I_{fd1} := 2.2 \quad I_{q1} := 0.8 \quad w := 1 \quad U := 1$$

$$I_{d2} := 0.6 \quad I_{fq2} := 1.6 \quad I_{fd2} := 2.2 \quad I_{q2} := 0.8 \quad I_{dz} := 1.2 \quad I_{qz} := 1.6$$

$$\Theta_1 := 0 \quad \Theta_2 := 0 \quad \Theta_{12} := 0 \quad U_{xx1} := 1 \quad U_{xx2} := 1$$

$$K_{w1} := 20 \quad K_{w2} := 20 \quad w_{xx1} := 1.04 \quad w_{xx2} := 1.04$$

Given

$$w \cdot (X_{q1} \cdot I_{q1} - I_{fq1}) - R_{a1} \cdot I_{d1} = U \cdot \sin(\Theta_1)$$

$$-w \cdot (I_{fd1} - X_{d1} \cdot I_{d1}) + R_{a1} \cdot I_{q1} = -U \cdot \cos(\Theta_1)$$

$$I_{fd1} = U_{xx1} + (U_{xx1} - U) \cdot K_{d2} + K_{d1} \cdot X_{d1} \cdot I_{d1}$$

$$Ifq1 = Xq1 \cdot Iq1 + Kq2 \cdot \Theta1$$

$$Kw1 \cdot (wxx1 - w) = (Ifd1 - Xd1 \cdot Id1) \cdot Iq1 + (Xq1 \cdot Iq1 - Ifq1) \cdot Id1$$

$$w \cdot (Xq2 \cdot Iq2 - Ifq2) - Ra2 \cdot Id2 = U \cdot \sin(\Theta2)$$

$$-w \cdot (Ifd2 - Xd2 \cdot Id2) + Ra2 \cdot Iq2 = -U \cdot \cos(\Theta2)$$

$$Ifd2 = Uxx2 + (Uxx2 - U) \cdot Kd22 + Kd12 \cdot Xd2 \cdot Id2$$

$$Ifq2 = Xq2 \cdot Iq2 + Kq22 \cdot \Theta2$$

$$Kw2 \cdot (wxx2 - w) = (Ifd2 - Xd2 \cdot Id2) \cdot Iq2 + (Xq2 \cdot Iq2 - Ifq2) \cdot Id2$$

$$-w \cdot Xz \cdot Iqz + Rz \cdot Idz = U \cdot \sin(\Theta1)$$

$$w \cdot Xz \cdot Idz + Rz \cdot Iqz = U \cdot \cos(\Theta1)$$

$$Iq1 + (Iq2 \cdot \cos(\Theta12) - Id2 \cdot \sin(\Theta12)) = Iqz$$

$$Id1 + (Iq2 \cdot \sin(\Theta12) + Id2 \cdot \cos(\Theta12)) = Idz$$

$$\Theta12 = \Theta1 - \Theta2$$

$$f(Kd1, Kd2, Kq2, Kd12, Kd22, Kq22) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \text{Find}(Id1, Iq1, Ifd1, Ifq1, Id2, Iq2, Ifd2, Ifq2, U, w, Idz, Iqz, \Theta1, \Theta2, \Theta12)$$

Матриця стану системи та її визначник

$$h := 15$$

$$D(Id1, Iq1, Ifd1, Ifq1, Id2, Iq2, Ifd2, Ifq2, U, w, Kd1, Kd2, Kq2, Kqw, p) := \blacksquare$$

$$\blacksquare := \begin{array}{|l} \text{for } i \in 0..h \\ \quad \text{for } j \in 0..h \\ \quad \quad Z_{i,j} \leftarrow 0 \\ Z_{0,0} \leftarrow -Ra1 - p \cdot Xd1 \\ Z_{0,1} \leftarrow Xq1 \cdot w \\ Z_{0,2} \leftarrow p \\ Z_{0,3} \leftarrow -w \\ Z_{0,5} \leftarrow -U \end{array}$$

$$\begin{aligned}
Z_{1,0} &\leftarrow w \cdot X_{d1} \\
Z_{1,1} &\leftarrow R_{a1} + p \cdot X_{q1} \\
Z_{1,2} &\leftarrow -w \\
Z_{1,3} &\leftarrow -p \\
Z_{1,4} &\leftarrow 1 \\
Z_{1,6} &\leftarrow X_{d1} \cdot I_{d1} - I_{fd1} \\
Z_{2,0} &\leftarrow -T_{do1} \cdot p \cdot (X_{d1} - X_{d11}) - K_{d1} \cdot X_{d1} \\
Z_{2,2} &\leftarrow T_{do1} \cdot p + 1 \\
Z_{2,4} &\leftarrow K_{d2} \\
Z_{3,1} &\leftarrow -T_{qo1} \cdot p \cdot (X_{q1} - X_{q11}) - X_{q1} \\
Z_{3,3} &\leftarrow T_{qo1} \cdot p + 1 \\
Z_{3,5} &\leftarrow -K_{q2} \\
Z_{3,6} &\leftarrow -K_{qw} \cdot p \\
Z_{4,0} &\leftarrow I_{q1} \cdot (X_{q1} - X_{d1}) - I_{fq1} \\
Z_{4,1} &\leftarrow I_{d1} \cdot (X_{q1} - X_{d1}) + I_{fd1} \\
Z_{4,2} &\leftarrow I_{q1} \\
Z_{4,3} &\leftarrow -I_{d1} \\
Z_{4,6} &\leftarrow T_{j1} \cdot p + K_{w1} \\
Z_{5,7} &\leftarrow -R_{a2} - p \cdot X_{d2} \\
Z_{5,8} &\leftarrow X_{q2} \cdot w \\
Z_{5,9} &\leftarrow p \\
Z_{5,10} &\leftarrow -w \\
Z_{5,11} &\leftarrow -U \\
Z_{6,7} &\leftarrow w \cdot X_{d2} \\
Z_{6,8} &\leftarrow R_{a2} + p \cdot X_{q2} \\
Z_{6,9} &\leftarrow -w \\
Z_{6,10} &\leftarrow -p
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
Z_{6,4} &\leftarrow 1 \\
Z_{6,12} &\leftarrow X_{d2} \cdot I_{d2} - I_{fd2} \\
Z_{7,7} &\leftarrow -[T_{do2} \cdot p \cdot (X_{d2} - X_{d12}) + K_{d1} \cdot X_{d2}] \\
Z_{7,9} &\leftarrow T_{do2} \cdot p + 1 \\
Z_{7,4} &\leftarrow K_{d2} \\
Z_{8,8} &\leftarrow -T_{qo2} \cdot p \cdot (X_{q2} - X_{q12}) - X_{q2} \\
Z_{8,10} &\leftarrow T_{qo2} \cdot p + 1 \\
Z_{8,11} &\leftarrow -K_{q2} \\
Z_{8,12} &\leftarrow -K_{qw} \cdot p \\
Z_{9,7} &\leftarrow I_{q2} \cdot (X_{q2} - X_{d2}) - I_{fq2} \\
Z_{9,8} &\leftarrow I_{d2} \cdot (X_{q2} - X_{d2}) + I_{fd2} \\
Z_{9,9} &\leftarrow I_{q2} \\
Z_{9,10} &\leftarrow -I_{d2} \\
Z_{9,12} &\leftarrow T_{j2} \cdot p + K_{w1} \\
Z_{10,5} &\leftarrow -U \\
Z_{10,13} &\leftarrow R_z + X_z \cdot p \\
Z_{10,14} &\leftarrow -X_z \cdot w \\
Z_{11,4} &\leftarrow 1 \\
Z_{11,13} &\leftarrow -X_z \cdot w \\
Z_{11,14} &\leftarrow -R_z - X_z \cdot p \\
Z_{12,1} &\leftarrow 1 \\
Z_{12,15} &\leftarrow -I_{d2} \\
Z_{12,8} &\leftarrow 1 \\
Z_{12,14} &\leftarrow -1 \\
Z_{13,0} &\leftarrow 1 \\
Z_{13,15} &\leftarrow I_{q2} \\
Z_{13,7} &\leftarrow 1 \\
Z_{13,13} &\leftarrow -1
\end{aligned}$$

```

| Z14,15 ← 1
| Z14,5 ← -1
| Z14,11 ← 1
| Z15,15 ← p
| Z15,6 ← -1
| Z15,12 ← 1
| Z

```

Блок розрахунку ступеня статичної стійкості

tt := 11

FF(kk,Kd,Kq,Kw1) := ■

```

■ := | Π ← f(kk,Kd,Kq,kk,Kd,Kq)
    | for il ∈ 0.. tt
    |   | pp ← log(il·0.1 + 0.3)
    |   | for j ∈ 0.. tt
    |   |   | Ail,j ← ppj
    |   |   | BBil ← |D(Π0,Π1,Π2,Π3,Π4,Π5,Π6,Π7,Π8,Π9,kk,Kd,Kq,Kw1,pp)|
    | K ← A-1·BB
    | R1 ← polyroots(K)
    | R ← Re(R1)
    | max(R)

```