

**Міністерство освіти і науки України
Національний університет кораблебудування
імені адмірала Макарова
Херсонська філія**

Енерготехнічний факультет
Кафедра автоматики та електроустаткування

Рекомендовано до захисту
Завідувач кафедри автоматики та
електроустаткування
_____ Михальченко П.Є.
«_____» _____ 20__ року

ПОЯСНЮВАЛЬНА ЗАПИСКА

до кваліфікаційної роботи магістра

на тему: Обґрунтування техніко-конструктивних параметрів асинхронного генератора електроенергетичної установки судна з совісними гребними гвинтами

Виконав: здобувач VI курсу, групи 6367зм
за спеціальністю: 141 "Електроенергетика,
електротехніка та електромеханіка"

(шифр і назва спеціальності)

Освітньо-професійна програма:
«Експлуатація суднових автоматизованих
систем»

(назва)

Шаблій Г.С.

_____	(прізвище та ініціали)	(підпис)
Керівник	<u>Ставинський Р.А.</u>	_____
	(прізвище та ініціали)	(підпис)

Рецензент	<u>Шарейко Д.Ю.</u>	_____
	(прізвище та ініціали)	(підпис)

м. Херсон – 2020 р.

Національний університет кораблебудування імені адмірала Макарова
Херсонська філія

Інститут, факультет Енерготехнічний

Кафедра Автоматики та електроустаткування

Освітньо-кваліфікаційний рівень другий (магістерський)

Галузь знань 14 "Електрична інженерія"

(шифр і назва)

Спеціальність 141 "Електроенергетика, електротехніка та електромеханіка"

(шифр і назва)

Освітньо-професійна програма "Експлуатація суднових автоматизованих систем"

(назва)

ЗАТВЕРДЖУЮ

**Завідувач кафедри автоматики та
електроустаткування**

Михальченко П.Є.

“ _____ ” _____ 20__ року

**ЗАВДАННЯ
НА КВАЛІФІКАЦІЙНУ РОБОТУ МАГІСТРА**

Шаблій Григорій Сергійович

1. Тема проекту: Обґрунтування техніко-конструктивних параметрів асинхронного генератора електроенергетичної установки судна з совісними гребними гвинтами.

Науковий керівник: к.т.н., доцент Ставинський Р.А.

Затверджена наказом ХФНУК від _____ року № _____.

2. Строк подання студентом роботи:

3. Об'єкт дослідження: асинхронний турбогенератор потужністю 6000 кВт з номінальною напругою $U = 3500$ В.

4. Предмет дослідження: показники технічного рівня варіантів генератора зануреного та класичного варіантів розташування.

5. Зміст пояснювальної записки (перелік задач, які потрібно вирішити):

5.1. Особливості застосування асинхронних короткозамкнених машин для генерування електроенергії на судах.

5.2. Схемотехнічні і конструктивні рішення генеруючого асинхронного агрегату.

5.3. Специфіка використання та розрахунку головних розмірів зануреного асинхронного генератора.

5.4. Розрахунок асинхронного генератора зануреного виконання.

5.5. Охорона праці.

5.6. Охорона навколишнього середовища.

Перелік графічного матеріалу:

1. Принципова схема силової енергетичної установки судна з совісними гребними гвинтами.
2. Схеми стабілізації напруги асинхронного генератора.
3. Силова частина функціональної схеми регулятора напруги і частоти асинхронного генератора.
4. Характеристики самозбудження асинхронного генератора та векторна діаграма асинхронного генератора з ємнісним самозбудженням.
5. Елементи статора та ротора.
6. Загальний вигляд асинхронного генератора.
7. Робочі та зовнішні характеристики асинхронного генератора.

Дата видачі завдання: __.__.20__ р.

**КАЛЕНДАРНИЙ ПЛАН
виконання випускної роботи**

Найменування розділів	Строк виконання	Відмітка про виконання
1. Особливості застосування асинхронних короткозамкнених машин для генерування електроенергії на судах.		
2. Схемотехнічні і конструктивні рішення генеруючого асинхронного агрегату.		
3. Специфіка використання та розрахунку головних розмірів зануреного асинхронного генератора.		
4. Розрахунок асинхронного генератора зануреного виконання.		
5. Охорона праці.		
6. Охорона навколишнього середовища.		

Здобувач _____ Шаблій Г.С.
(підпис)

Науковий керівник _____ к.т.н., доцент Ставинський Р.А.
(підпис)

АНОТАЦІЯ

У дипломній роботі розглядається питання використання асинхронної короткозамкненої машини як генератора змінного струму в суднової електроенергетичній установці, а також виконується аналіз засобу зниження матеріалоємності на основі зануреного розташування та удосконалення конструкції ротора генератора. Виконано порівняльний аналіз двох можливих конфігурацій пазів ротора з використанням критерію мінімуму внутрішнього діаметра статора.

В першому розділі надається порівняльний аналіз безконтактних генераторів для автономних електроенергетичних систем та розглядаються особливості асинхронних генераторів трифазного змінного струму. У другому розділі розглядаються принципи роботи асинхронної машини у генераторному режимі, її особливості, переваги та недоліки. Надається аналіз засобів ємнісного збудження асинхронного генератора та розробка схеми керування генераторним комплексом. У третьому та четвертому розділах виконано аналіз та удосконалення методики розрахунку та приведено розрахунок асинхронного генератора позабортного виконання з мінімізацією діаметра та двома варіантами конфігурації та розташування пазів магнітопроводу ротора.

ANNOTATION

The thesis deals with the use of asynchronous short-circuited machine as an alternator in a ship's power plant, as well as analyzes the means of reducing material consumption based on the submerged location and improving the design of the generator rotor. A comparative analysis of two possible configurations of rotor grooves using the criterion of minimum internal diameter of the stator is performed.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	6
Розділ 1. Особливості застосування асинхронних короткозамкнених машин для генерування електроенергії на суднах	8
1.1. Різновиди безконтактних генераторів трифазного змінного струму.....	8
1.2. Особливості генеруючих агрегатів з асинхронними машинами	9
1.3. Можливості зниження матеріаломісткості асинхронного генератора на основі забортного зануреного виконання	14
1.4. Висновки до розділу 1	15
Розділ 2. Схемотехнічні і конструктивні рішення генеруючого асинхронного агрегату	17
2.1. Аналіз роботи асинхронного генератора на автономне навантаження	17
2.2. Способи забезпечення ємнісного збудження статора	20
2.3. Схемотехнічні рішення та принцип роботи системи вентильного регулювання напруги і частоти генератора	23
2.4. Висновки до розділу 2	28
Розділ 3. Специфіка використання та розрахунку головних розмірів зануреного асинхронного генератора	29
3.1. Особливості використання та проектування занурених електричних машин	29
3.2. Визначення раціональної геометрії зубцевої зони ротора	31
3.3. Алгоритм визначення геометричних співвідношень активної частини	35
3.4. Висновки до розділу 3	39
Розділ 4. Розрахунок асинхронного генератора зануреного виконання	40
4.1. Вихідні данні та визначення головних розмірів	40
4.2. Перевірка механічної працездатності вала ротора	48
4.3. Розрахунок магнітного кола та ємності початкового самозбудження ...	52
4.4. Розрахунок параметрів та втрат.....	60
4.5. Розрахунок робочих характеристик	68
4.6. Висновки до розділу 4	72

Розділ 5. Охорона праці	73
Вступ	73
5.1. Аналіз небезпечних і шкідливих факторів у машинному відділенні	73
5.2. Заходи щодо усунення небезпечних і шкідливих виробничих факторів у машинному відділенні	75
5.3. Розрахунок захисного відключення	78
Розділ 6. Охорона навколишнього середовища	81
Вступ	81
6.1. Аналіз шкідливих основних факторів, що впливають на навколишнє середовище при експлуатації суден	82
6.2. Заходи щодо запобігання забруднення водойм з суден	84
ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	86
ЛІТЕРАТУРА	87

ВСТУП

Метою дипломної роботи є розробка асинхронного вентильного турбогенератора зануреного виконання в рамках проектного удосконалення силової енергетичної установки суховантажника серії С-15. Судновою електроенергетичною системою називається сукупність електричних пристроїв, об'єднаних процесом виробництва, перетворення і розподілення електроенергії, призначеної для живлення судових приймачів та від її нормального функціонування залежить уся життєдіяльність сучасного судна.

Згідно [1] на вказаному судні одновального виконання встановлена система електроруху подвійного роду струму потужністю 12000 кВт. У якості агрегатів, що генерують, використовуються два синхронних дизель-генератори потужністю 6000 кВт кожний з частотою обертання 500 об/хв.

В [1] пропонується модернізація силової енергетичної установки вказаного судна на основі електродвигуна подвійного контрроторного обертання потужністю 12000 кВт та використання двох турбогенераторів по 6000 кВт кожний з частотою обертання 3000 об/хв. Передбачуване збільшення пропульсивного коефіцієнту рушія на основі контрроторного обертання складе більш 15% [2].

Актуальність теми. Актуальність розробки зануреного асинхронного генератора (АГ) полягає в можливості переглянути заново проблему електроруху на судах в області розширення його застосування, що є одним з основних питань для суднобудівників і працівників електротехнічної промисловості. Одним з істотних недоліків електроруху являються габаритні розміри і маса "зайвих" у рухових комплексах електричних машин. Отже якби вдалося розмістити гребні електродвигуни (ГЕД) або генератори поза корпусом судна, тобто створити надійні конструкції занурених електромашин, то електрорух на судах різноманітного призначення перейшов б на новий рівень свого розвитку.

Очевидні переваги занурених електромашин в області електроруху, крім вивільнення додаткового простору в машинному відділенні, полягають ще й у тім, що більш інтенсивне рідинне охолодження дозволить підвищити використання

активних частин електричних машин і тим самим зменшити питому масу машини на 25 – 40%, а завдяки забортному розташуванню та “Архімедової” силі виштовхування дійсна маса машин знизиться ще приблизно на 35% [3, 4].

Мета і задачі дослідження. Основними напрямками удосконалення суднової силової енергетичної установки, що розглядається в роботі є:

- застосування парогазових турбін, працюючих по замкнутому циклу як приводні двигуни генераторів;
- використання короткозамкненої асинхронної машини як АГ зануреного виконання, як найбільш надійної по конструкції і простій в експлуатації та як більш здатної що до зануреного виконання;
- застосування тиристорних перетворювачів як зовнішнього джерела реактивної потужності для збудження АГ і забезпечення частотного регулювання ГЕД;
- використання асинхронного гребного двигуна подвійного обертання з зовнішнім ротором, що має найменші масу і габарити і що дозволяє підвищити пропульсивний коефіцієнт за рахунок співвісних контрроторних гребних гвинтів.

Також в роботі розглянуті екологічні питання та питання охорони праці.

Об’єкт дослідження – асинхронні генератори спеціального виконання.

Предмет дослідження – показники технічного рівня варіантів асинхронного генератора зануреного та класичного варіантів розташування.

Наукова новизна одержаних результатів:

- Розглянуто дві форми пазів ротора: традиційна прямокутна і дворядна з шаховим розташуванням круглих пазів. Встановлено, що при умові ідентичності густин струму і мінімальних значень індукції зубців шахове розташування круглих пазів забезпечує менші зовнішні діаметри ротора і статора.
- Запропоновано використання тангенційного зсуву ділянок секцій обмотки статора в секціанованому магнітопроводі, що забезпечує послаблення зубцевих гармонік магнітного поля.

1. ОСОБЛИВОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ АСИНХРОННИХ КОРОТКОЗАМКНЕНИХ МАШИН ДЛЯ ГЕНЕРУВАННЯ ЕЛЕКТРОЕНЕРГІЇ НА СУДНАХ

1.1. Різновиди безконтактних генераторів трифазного змінного струму

Усі безконтактні електричні машини змінного струму, за виключанням не-традиційних, поділяються на два основних типа: синхронні й асинхронні [5, 6].

Головним типом сучасних електричних генераторів є синхронні електричні машини, які головним образом використовуються для виробництва електричної енергії змінного трифазного струму як у берегових електростанціях, так і в суднових і інших транспортних електростанціях. У конструктивному відношенні розрізняють два основних типи безконтактних синхронних машин, а саме: індукторні з подвійним робочим зазором та вентильні з обертовими випрямлячами. Обрання того чи іншого конструктивного виконання синхронної машини пов'язано в основному з умовами експлуатації та зі швидкістю обертання. Суднові явнополюсні синхронні генератори з обертовими випрямлячами найчастіше приводяться в обертання дизельними двигунами з частотою обертання 500 - 1500 об/хв, рідше редукторними паротурбінними чи газотурбінними установками з частотою обертання турбін 3000 об/хв і вище. При заданій частоті найбільшу швидкість обертання мають індукторні машини з числом пар полюсів $p = 2$ (при $f = 50$ Гц маємо $n = 1500$ об/хв). Недоліком вказаних двох типів генераторів є значно підвищені масогабаритні показники та підвищена інерційність електромагнітних кіл.

Асинхронні електричні машини безконтактного виконання (тобто з короткозамкненим ротором) використовуються у більшості в режимі двигуна. Як генератори, асинхронні електромеханічні перетворювачі енергії з короткозамкненим ротором у даний час на судах широкого поширення не одержали, однак вони використовуються як джерела електроенергії в автономних авіаційно-космічних енергоустановках, так як відрізняються мінімальними масогабаритними показниками, простотою і високою надійністю [7, 8]. Так само, як і в асинхронному двигуні,

проста конструкція ротора дозволяє реалізувати в АГ високі частоти обертання і, відповідно, поліпшені масогабаритні показники генеруючих агрегатів. Крім того, при використанні АГ відносно легко забезпечується їх паралельна робота на відміну від синхронних генераторів, для яких її реалізація сполучена з труднощами перерозподілу потужності [9]. Завдяки своїй простоті і надійності АГ можуть застосовуватися в складних навколишніх умовах - зокрема в присутності агресивних середовищ, у вакуумі, при порівняно високих температурах і інших нетрадиційних умовах.

Недоліки АГ пов'язані в основному з необхідністю використання конденсаторного самозбудження зі змінною ємністю, або систем напівпровідникового збудження, а також з відносною складністю систем стабілізації частоти і напруги енергії, що генерується [5, 6].

1.2. Особливості генеруючих агрегатів з асинхронними машинами

Енергоблоки з автономними АГ розрізняються за умовами роботи, вимогами до генераторів і схем регулювання, а також засобами забезпечення окремих техніко-економічних показників.

Перший тип генеруючих агрегатів, де перспективне застосування асинхронних машин, - це автономні енергоблоки малої потужності, які використовуються у стаціонарних і пересувних установках. Основними їх особливостями являються великі швидкості обертання, робота як при симетричному, так і при несиметричному навантаженні часто на випрямні установки. До таких агрегатів пред'являються високі вимоги до якості енергії і надійності генератора [7 – 9].

При швидкостях обертання 12000 об/хв і вище АГ з короткозамкненим ротором чи з масивним ротором є з механічної точки зору самою надійною конструкцією. Питома витрата активних матеріалів у таких генераторах навіть при малій потужності генераторного комплексу є порівняно малою і дорівнює приблизно 1 кг/кВт [10].

Однак при оцінці показників генеруючої системи необхідно враховувати і наявність конденсаторної батареї (для генераторів з конденсаторним збудженням). В даний час крім старих конденсаторів типів МБГЧ, які можуть використовуватися на змінному струмі, у практику ввійшли конденсатори типу К-71 із кращими масогабаритними показниками. Для забезпечення високого використання генераторів з конденсаторним збудженням і їх усталеною роботою бажано підвищувати електромагнітні навантаження машини. Однак це приводить до росту необхідної потужності конденсаторних батарей [7 – 9].

Коефіцієнт потужності таких генераторних установок складає 0.7 - 0.75, тобто на 1 кВт активній потужності установки приходить приблизно 1 кВ·А реактивної потужності конденсаторної батареї. З урахуванням роботи на підвищених частотах і відповідного зниження робочої напруги на ємностях, питома маса конденсаторів складає приблизно 1.0 - 1.5 кг/кВт при використанні конденсаторів типу МБГЧ і 0.3 - 0.6 кг/кВт при використанні конденсаторів типу К-71, К-75 [7 – 9].

Значення ККД генераторів подібних установок досить високе – 0.8 - 0.9, а в спеціально спроектованих машинах сягає 0.95 - 0.97.

Як указувалося вище, АГ може забезпечувати високу якість електричної енергії при симетричному і несиметричному навантаженні. Навіть при роботі на істотно нелінійне навантаження типу несиметричного керованого тиристорного випрямляча, форма кривої напруги спотворюється незначно.

Для забезпечення стабілізації напруги генератора застосовувались два основних типи схем автоматичного регулювання (рис. 1.1). На рис. 1.1, а представлена типова схема, де реактивна потужність на виході генератора регулюється магнітним підсилювачем (МП), що працює в дросельному режимі. Потужність МП визначається як [9]:

$$S_{MY} = U^2 \cdot \Delta Y_C,$$

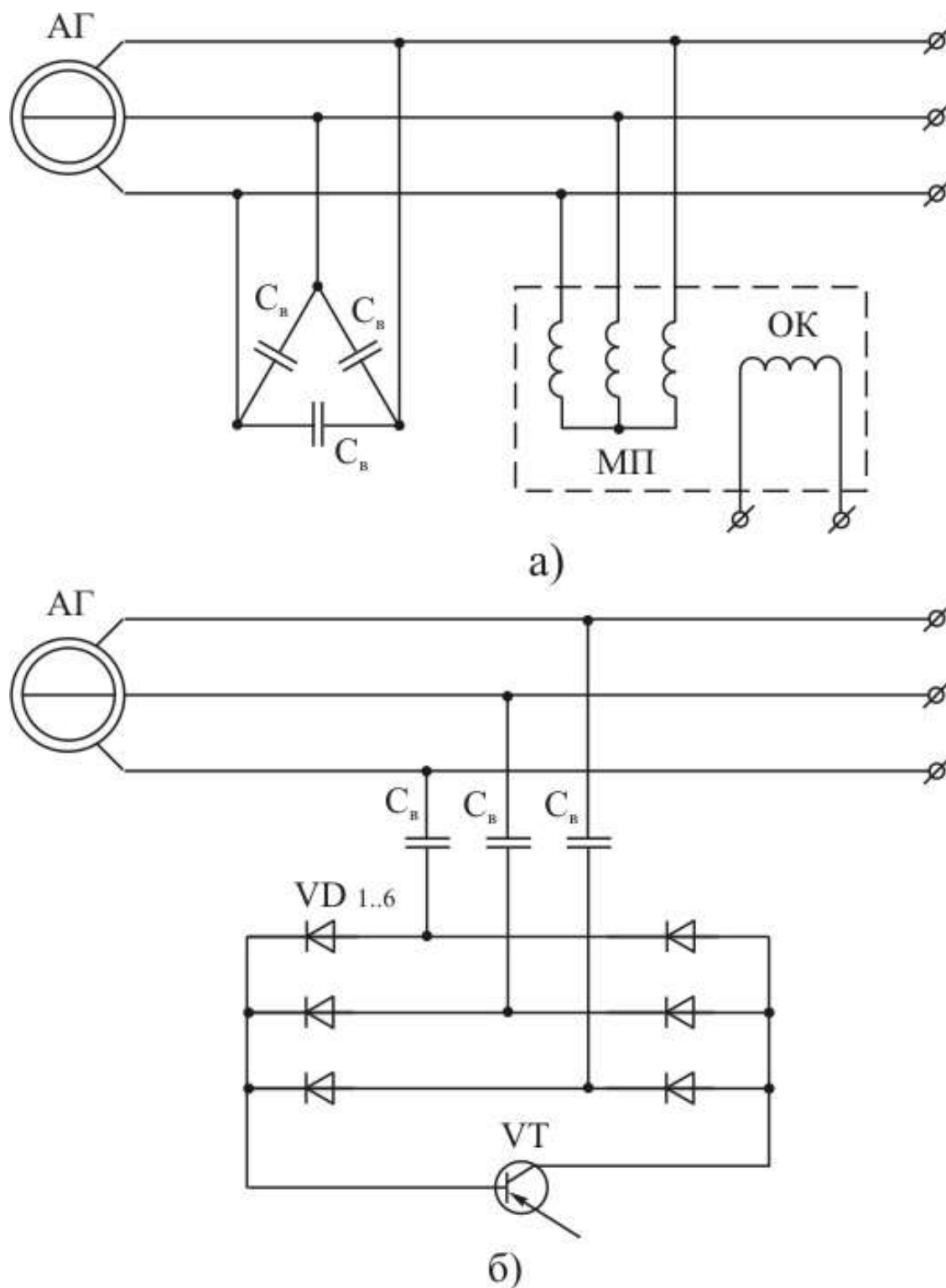


Рис. 1.1. Основні типи схем автоматичної стабілізації напруги асинхронного генератора з регулюванням реактивної потужності магнітним підсилювачем (а) та керованим силовим транзистором та вентилями (б)
де ΔY_C - необхідна зміна ємнісної провідності по регулювальній характеристиці.

Запропоновано багато модифікацій цієї схеми, зокрема з застосуванням варикондів, однак їхні техніко-економічні показники на сучасному рівні нижче у порівнянні зі звичайними конденсаторами. Для малопотужних систем може бути використана схема рис. 1.1, б, де ємнісна дія конденсаторної батареї регулюється керованим вентиляним перетворювачем (КВП), наприклад таким, що містить силовий транзистор VT, що працює або в режимі безупинного регулювання, або в імпульсному режимі [7 – 9].

На рис. 1.2 представлена ще одна можлива система стабілізації напруги з використанням підмагнічування спинки статора АГ [6].

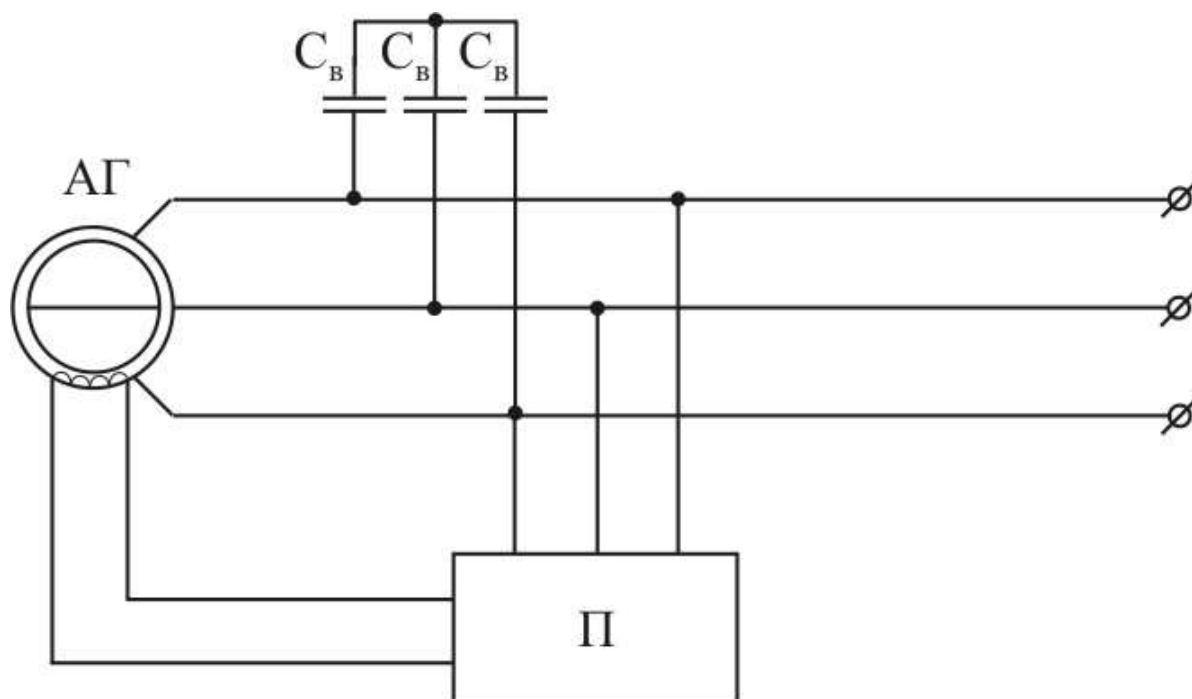


Рис. 1.2. Схема стабілізації напруги асинхронного генератора з підмагнічуванням спинки статора за допомогою блока підмагнічування

Необхідний діапазон зміни опору контуру та блоку регулювання П (рис. 1.2), що намагнічує, може бути знайдений з регулювальної характеристики генератора. Як показує практика застосування такого роду систем, для забезпечення стабілізації напруги при широкому діапазоні зміни навантаження необхідно заповнити тороїдальною обмоткою підмагнічування 25 - 30% перетину паза, тобто іс-

тотно погіршується використання самого генератора, зростає потужність ланцюгів керування і збільшується нелінійні перекручування кривої вихідної напруги. Нарешті, можливе сполучення грубого східчастого регулювання переключенням ємностей чи чисел витків обмотки і прецизійного безупинного регулювання по зазначених числах.

При необхідності стабілізації частоти в установках з автономними АГ можуть бути використані системи з підвантаженням, каскадні асинхронні генератори з регульованими пасивними елементами [9].

Перспективним є застосування АГ в енергоустановках, де бажане використання машини в двох режимах - двигуна при виході на режим і генератора в робочому режимі. Тільки асинхронні машини відповідають вимогам подібних установок. Такі спеціалізовані генератори називаються стартерами-генераторами [7].

Застосування блоку АГ з ємнісним збудженням і синхронним компенсатором недоцільно для автономних енергосистем у першу чергу через надмірно завищені масогабаритні показники і додаткову вартість "зайвих" машин. Однак для стаціонарних енергосистем використання такого енергоблоку досить перспективно, тому що навіть при відсутності автоматичного регулювання збудження така система має високі переважувальну здатність і стійкість.

Генератори з ємнісним збудженням можуть знайти застосування в імпульсних установках, де конденсатори системи збудження використовуються і як накопичувачі енергії [10].

Другий тип автономних чи напівавтономних генераторних агрегатів - це одиночні енергоустановки з приводом від дизельного двигуна чи парогазової турбіни. Основними перевагами асинхронних генераторів з короткозамкненим ротором у подібних установках є надійність і мала вартість самої машини, хоча по цілому ряду показників така установка уступає синхронним генераторам з регульованим збудженням. В енергоустановках такого типу АГ працює на обмежену енергосистему, випрямну чи інверторну установку великої потужності, що може використовуватися або в одиночному режимі, або у режимі зв'язку з аналогічними установками. Блок АГ – випрямляч чи інвертор - має кращі робочі характе-

тики, чим синхронний генератор. Застосування компенсаційних схем випрямлячів чи інверторів, що забезпечують АГ регульованою реактивною потужністю для збудження, дозволяє забезпечувати компаундування генератора і стабілізацію напруги і частоти вироблюваної енергії [7 – 10]. Тому застосування системи АГ – блок КВП уявляється досить перспективним у суднобудуванні.

1.3. Можливості зниження матеріаломісткості асинхронного генератора на основі забортного зануреного виконання

Занурені (чи забортні) електричні машини мають велику перспективу застосування на судах. Занурені електродвигуни, наприклад, крім їхнього застосування для електричного руху, перспективні в пристроях, що підкермовують судна, активних рулях, крильчатих рушіях і т.д. Крім цього, можливо створення і застосування занурених гребних електродвигунів на підводних кораблях і занурених генераторів на різного роду судах технічного і цивільного флотів.

Перспектива застосування зануреного генератора, також як і електродвигуна, визначається в першу чергу тим, що забортні закриті електричні машини, у порівнянні зі звичайними судновими палубними електричними машинами з повітряним охолодженням, будуть мати менші розміри і, відповідно, зменшену загальну масу на 20 - 40 % [3]. При цьому істотно знижується витрата коштовних активних матеріалів. Це обумовлено виключно сприятливими умовами охолодження обмоток і стали активних частин машини, які збільшуються при зростанні швидкості руху. Це дозволяє збільшити щільність струму j в обмотках більш чим на 50%, а лінійне навантаження A більш ніж на 30%. Тепловий фактор Aj при цьому збільшиться майже в два рази [3]. Слід зазначити, що забортні електричні машини можуть дати найбільший ефект для судна в цілому (у відношенні маси і габаритних розмірів) при збільшенні їхньої потужності. Генератори суднової електростанції – потужні електричні машини, які характеризуються значними габаритами і масою, тому виграш від зануреного виконання очевидний і досить великий.

Занурене виконання електричних машин крім зниження маси і габаритів, забезпечує визволення додаткового простору в машинному відділенні судна, і як результат, дозволяє одержати ще один значний позитивний ефект. Як відомо, що виштовхуюча (Архімедова) сила, спрямована вертикально угору, дорівнює добутку обсягу тіла на питому вагу води. Питомий обсяг асинхронних електричних машин приблизно дорівнює $\gamma = 2.3 \text{ кг/дм}^3$. У результаті маса зануреного генератора для судна [3]:

$$G - \frac{G}{\gamma} \approx 0.57 \cdot G ,$$

де G - маса генератора в звичайному виконанні.

Однак, якщо врахувати, що занурений генератор повинний мати більш розвантажені підшипники, більш масивну, через збільшену довжину, механічну систему кінематичного зв'язку із приводною турбіною, то варто чекати на вигаши у масі генератора від його занурення не на 43%, а порядку 30 - 35% [3].

1.4. Висновки до розділу 1

На основі огляду інформаційних джерел можна визначити наступне.

1.4.1. Найбільш досконалим типом безконтактного генератора за показниками надійності і матеріаломісткості є АГ з короткозамкненим ротором, однак значним недоліком його експлуатації є необхідність використання складних систем регулювання ємнісного струму збудження з габаритними конденсаторними батареями.

1.4.2. Серед існуючих систем ємнісного збудження умовам експлуатації в системах транспортного електрообладнання найбільше задовольняють системи вентильного збудження з КВП.

1.4.3. Одним з напрямків енергоресурсозбереження в суднової силової електротехніці є занурене виконання та позабортне розташування головних електричних машин.

1.4.4. При використанні в суднових енергетичних установках високошвидкісних турбогенераторів доцільна їх комплектація АГ позабортного зануреного виконання.

1.4.5. Занурене виконання забезпечує 30 – 35% зменшення масогабаритних показників АГ з валопроводом, що у сукупності з підвищенням надійності та виключенням необхідності обслуговування на протязі ресурсу та строку служби, може забезпечити дуже значний економічний ефект.

2. СХЕМОТЕХНІЧНІ І КОНСТРУКТИВНІ РІШЕННЯ ГЕНЕРУЮЧОГО АСИНХРОННОГО АГРЕГАТУ

2.1. Аналіз роботи асинхронного генератора на автономне навантаження

При роботі асинхронної машини в генераторному режимі потужність, що механічно передається на вал генератора з боку приводного двигуна, перетворюється в активну електричну потужність P , яка передається навантаженню, за допомогою з'єднаного зі статором ланцюга. Однак як у режимі двигуна, так і в режимі генератора, асинхронна машина споживає реактивну потужність Q , що необхідна для створення і підтримки магнітного потоку, що обертається (тобто для збудження). При роботі АГ паралельно з мережею необмеженої потужності, реактивна потужність може споживатися з зовнішнього кола, однак при роботі АГ на автономне навантаження активно-індуктивного характеру необхідне зовнішнє джерело реактивної потужності. Реактивна потужність, ємнісного характеру, що виробляється цим зовнішнім джерелом, витрачається на збудження самого генератора і на компенсацію індуктивного характеру навантаження.

Заступна схема АГ з автономним навантаженням представлена на рис. 2.1, а. Для зручності аналізу об'єднаємо Z_n і X_c в одну зовнішню вітку з активним $R_{вн}$ і реактивним $X_{вн}$ опорами [6]:

$$R_{вн} = \left[\frac{R_n \cdot X_c^2}{R_n^2 + (X_n - X_c)^2} \right];$$

$$X_{вн} = \frac{-X_c \cdot [R_n^2 + X_n \cdot (X_n - X_c)]}{[R_n^2 + (X_n - X_c)^2]}.$$

Перетворена схема для випадку $R_m \ll X_m$, що звичайно реалізується в асинхронному генераторі, приведена на рис. 2.1, б.

Заступна схема (рис. 2.1, б) дозволяє пояснити роботу АГ з короткозамкненим ротором на автономне навантаження з відомих загальних фізичних позицій.

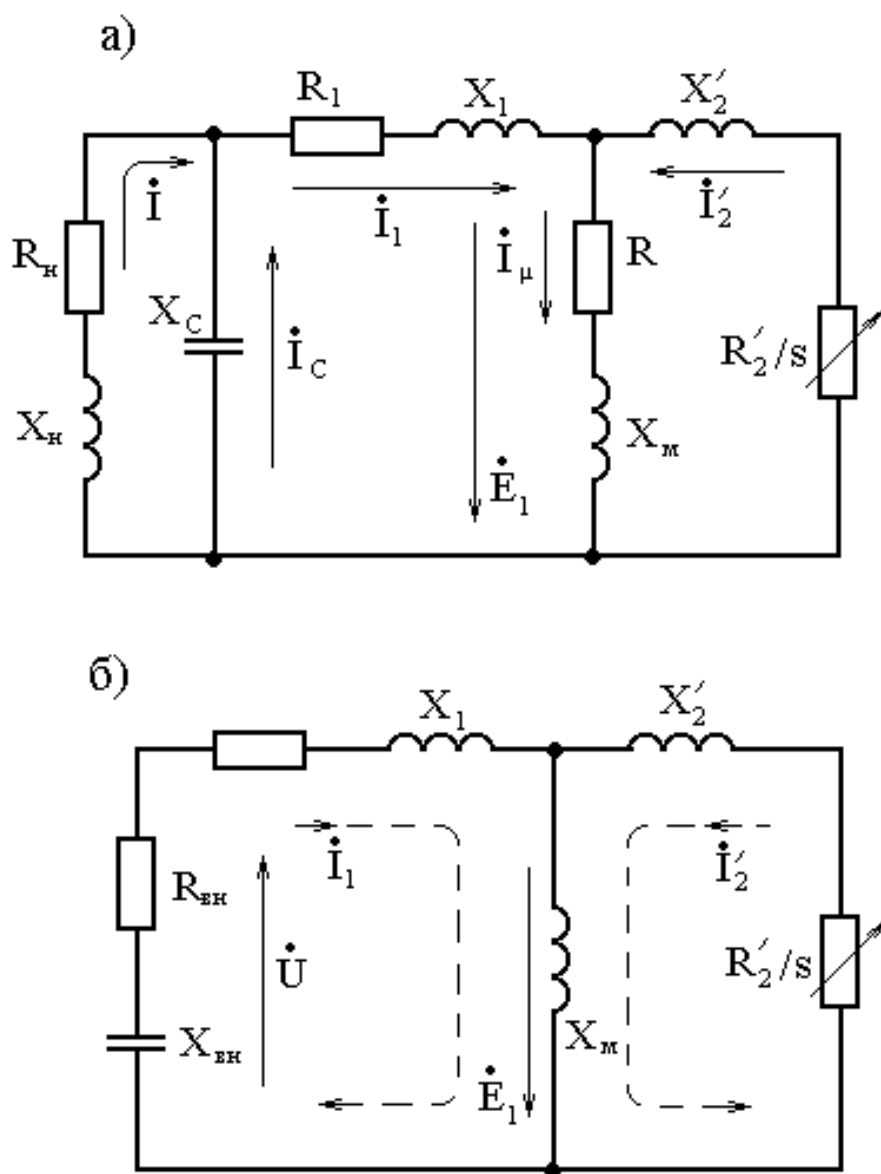


Рис. 2.1. Заступна схема асинхронного генератора, що працює на автономне навантаження (а) і перетворена заступна схема (б)

З рис. 2.1, б виходить, що первинний ланцюг (ланцюг статора) АГ є подібним коливальному LC - контуру з активним опором $R_{\text{вн}} + R_1$. У резонансному режимі струм у цьому контурі при відсутності зв'язку з вторинним ланцюгом загасав би через активний опір. Однак у схемі мається негативний активний опір R'_2/s , що може компенсувати позитивний опір $R_{\text{вн}} + R_1$ і заступна схема перетворюється в ідеальний LC - контур без утрат з незатухаючим струмом. Іншими словами, активна потужність, що забирається опором $R_{\text{вн}} + R_1$, компенсується потужністю, що

вводиться в LC - контур у частині з негативним опором $R'_{2/s}$. Слід зазначити, що термін "негативний опір" відноситься до розрахункового параметра заступної схеми $R'_{2/s}$, що відображає генераторне навантаження. У дійсності всі активні опори позитивні, а передача потужності з вторинного кола до первинного здійснюється за рахунок електромагнітної взаємодії між статором і ротором АГ.

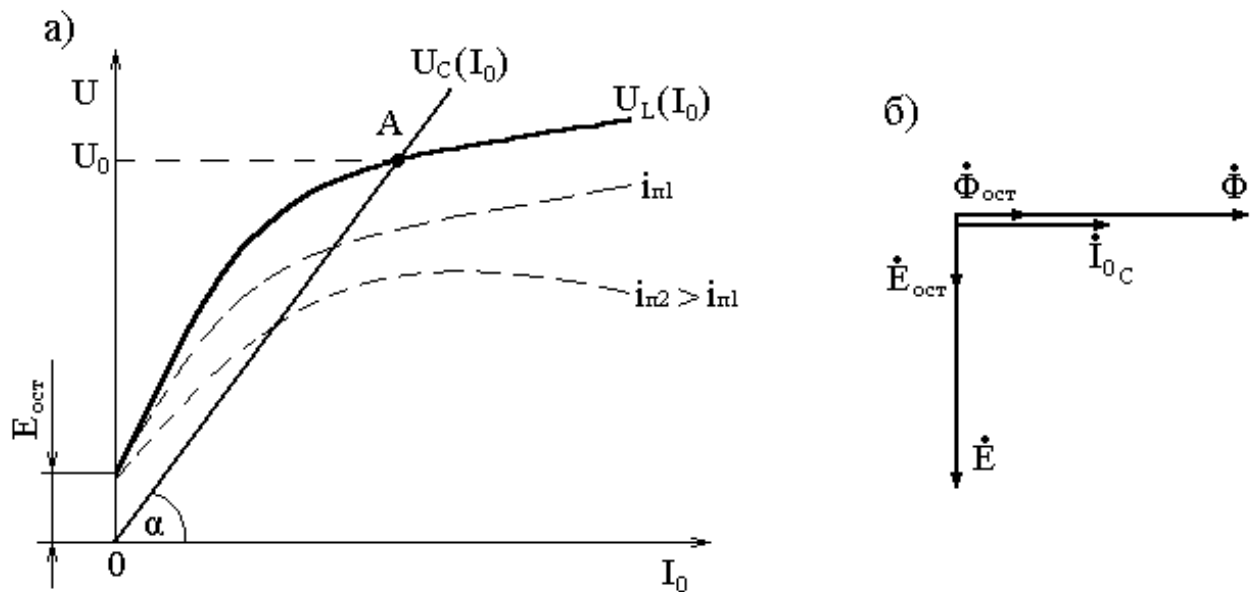


Рис. 2.2. Вольт-амперні характеристики (а) і векторна діаграма (б), що пояснюють процес самозбудження асинхронного генератора

Процес самозбудження генератора відбувається наступним образом. Первинне збудження генератора забезпечується залишковим магнітним потоком $\Phi_{зал}$ у роторі. При самозбудженні на неробочому руху можна вважати, що $Z_n \rightarrow \infty$; $s \rightarrow 0$; $R_l, R_m \ll X_l, X_m$. У цьому випадку на схемі (рис. 2.1,а) залишається контур, що складається з індуктивного $X_l + X_m$ і ємнісного X_C опорів. Якщо I_0 - струм неробочого руху в контурі, то залежність напруги на X_C від I_0 описується прямою лінією $U_C = X_C \cdot I_0$, а залежність напруги на $X_l + X_m$ від I_0 , тобто $U_L = (X_l + X_m) \cdot I_0$, має вигляд нелінійної кривої (рис. 2.2, а), з причини насичення феромагнітних осердь.

Спочатку під дією ЕРС $E_{зал}$, що наводиться $\Phi_{зал}$, у контурі первинного кола виникає струм $I_{0зал}$, який під дією надлишкової напруги $U_L - U_C$ наростає до рівня, що визначається точкою А перетинання кривих $U_C(I_0)$ і $U_L(I_0)$, яка відповідає

сталому режиму. Процес зростання I_0 можна пояснити за допомогою векторної діаграми (рис. 2,б). Під дією електрорушійної сили (ЕРС) остаточного намагнічування $E_{\text{зал}}$ у первинному ланцюзі виникає струм, який завдяки ємності від зовнішнього джерела реактивної потужності має істотну ємнісну складову I_{0C} , що випереджає $E_{\text{зал}}$ на $\pi/2$. Під дією I_{0C} створюється потік Φ , спрямований так само, як і $\Phi_{\text{зал}}$, тобто відбувається підмагнічування машини. Як результат, ЕРС статора E збільшується, струм I_{0C} зростає, і так доти, поки не буде досягнутий сталий режим (точка А) [6, 8].

2.2. Способи забезпечення ємнісного збудження статора

Як зовнішнє джерело реактивної потужності збудження статора АГ може використовуватися конденсаторна батарея регульованої ємності. Реалізуються зазначені конденсаторні батареї найчастіше на базі варикондів - нелінійних конденсаторів, тому що ці елементи, крім збудження та живлення АГ реактивною потужністю, дозволяють також вирішити проблему стабілізації його вихідної напруги [9, 11]. Однак істотним недоліком пристроїв стабілізації напруги АГ на базі варикондів є їхня низька швидкодія. Застосування джерела реактивної потужності такого роду веде до значного погіршення масо-габаритних показників генераторного комплексу у цілому, тому що питома маса АГ повинна враховувати масу як власне генератора, так і масу конденсаторної батареї. Крім цього, істотним недоліком є також незадовільна керованість подібного роду джерел реактивної потужності.

У деяких випадках, зокрема при роботі АГ на потужну локальну мережу, можливе застосування в якості джерел реактивної потужності синхронних компенсаторів, тобто паралельно з асинхронним генератором працює синхронний генератор у режимі компенсатора (режим перезбудження синхронної машини). Цей метод також неприйнятний через незадовільні масогабаритні показники, значну технічну складність генераторного комплексу і економічну недоцільність стосовно до автономних систем енергопостачання.

Найбільш ефективним джерелом реактивної потужності замість громіздких, погано керованих конденсаторних батарей і синхронних компенсаторів є керований напівпровідниковий перетворювач чи іншими словами, вентильний збудник асинхронного генератора. [7, 9]. Розглянемо, спрощено, роботу найбільш типового асинхронного вентильного генератора (АВГ) фазні обмотки А, В, С якого підключені до керованого тиристорного випрямляча-збудника мостового типу, як показано на рис. 2.3.

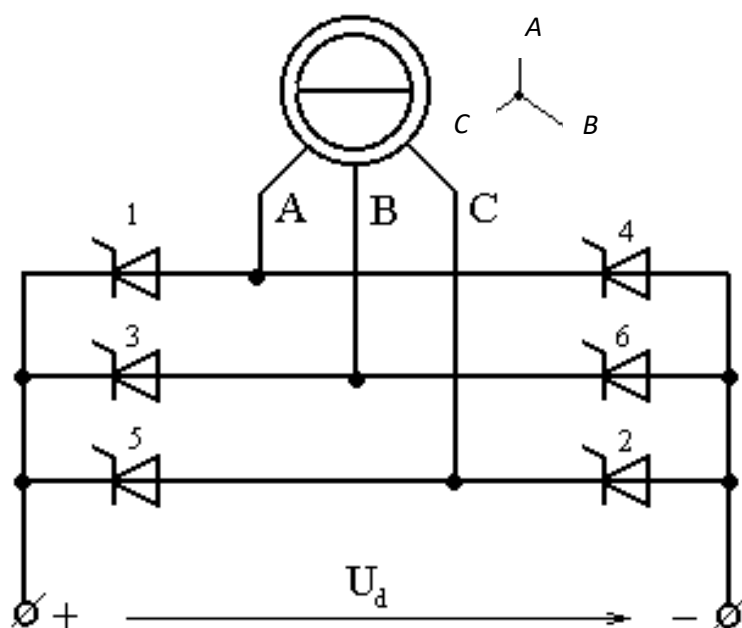


Рис. 2.3. Спрощена схема трифазного випрямляча мостового типу

Якщо за допомогою схеми керування включати вентилі не з відставанням, а з випередженням щодо моменту перетинання кривих фазних ЕРС комутуючих вентилів (тобто з випередженням щодо точки природної комутації вентилів як показано на рис. 2.4), то за умови збереження тривалості періоду включення вентиля (шляхом штучної комутації), вектор струму в кожній фазі зрушиться вперед по відношенню до відповідного вектору фазної ЕРС. Іншими словами з'явиться випереджальний струм, за рахунок якого буде створюватися реактивна потужність, необхідна для збудження АВГ, тобто виникає той же ефект, що і при використанні конденсаторної батареї. Нумерація струмів через тиристори на рис. 2.4 від-

повідляє нумерації відповідних тиристорів у схемі мостового випрямляча-збудника на рис. 2.3.

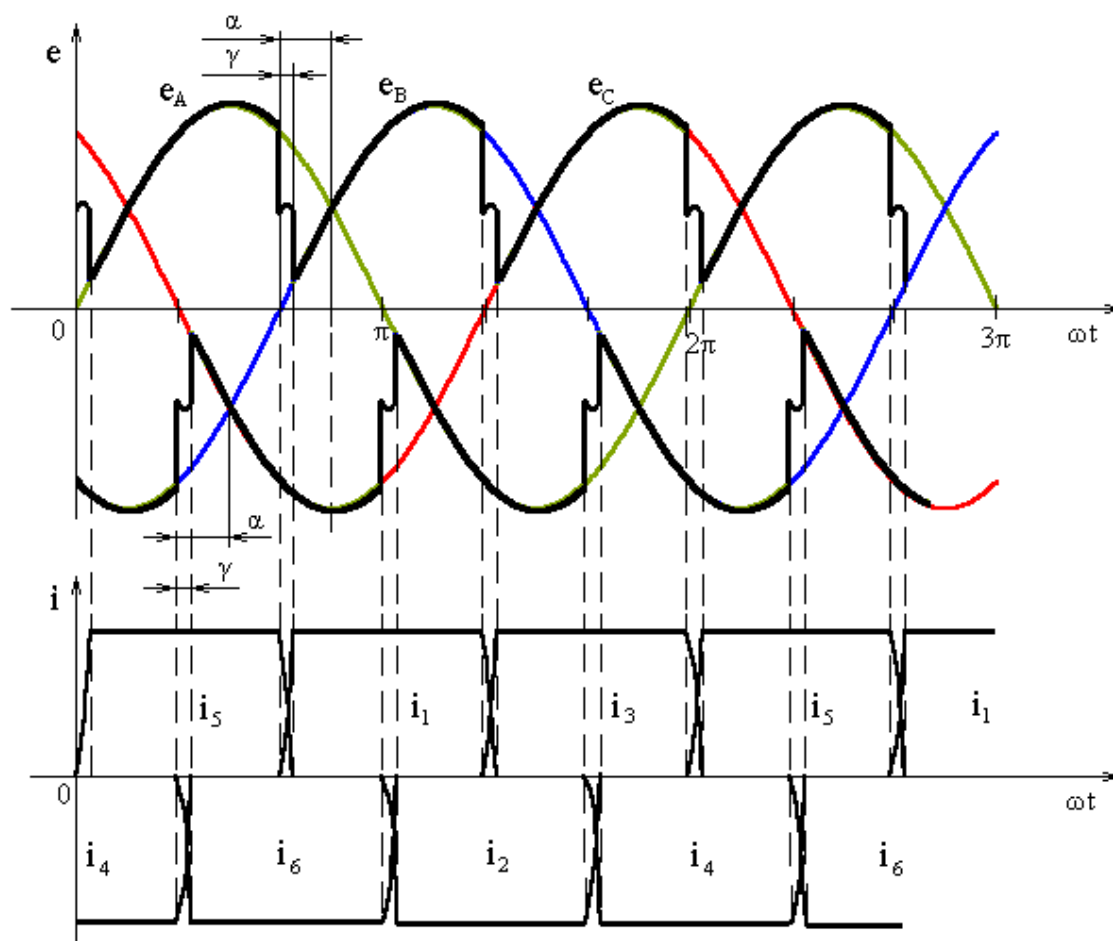


Рис. 2.4. Тимчасові діаграми ЕРС і струмів через тиристори для мостового випрямляча-збудника асинхронного генератора при кінцевому часі комутації

У порівнянні з конденсаторним, тиристорне збудження АГ відрізняється рядом переваг. По-перше, масогабаритні показники тиристорного збудника не залежать від частоти напруги, що генерується; по-друге, регулювання можливе в широкому діапазоні частот обертання генератора; по-третє, можлива робота на лінійній ділянці кривої намагнічування машини. Однак технічне виконання цієї системи регулювання збудження складніше, а форма вихідної напруги містить великий відсоток гармонік.

Регулювання напруги у відомих системах керування збудженням вентильних АГ здійснюється зміною частоти незалежного привідного генератора, якій керує комутацією тиристорів. Таке технічне рішення запозичене із систем регулювання тиристорного електропривода, де воно є природним [12].

При зміні навантаження генератора частота змінного струму змінюється зі зміною ковзання при постійній швидкості обертання ротора. Стабілізація частоти можлива двома шляхами - регулюванням частоти обертання приводного двигуна генератора або регулюванням ковзання. Однак механічній системі регулювання швидкості притаманна значна інерційність й у ряді випадків, ця система непрацездатна. Питання про стабілізацію частоти асинхронного генераторного комплексу вирішується за допомогою того ж провідного генератора, що використовується для регулювання напруги.

У випадку, якщо комплекс з АГ використовується для виробництва електричної енергії змінного трифазного струму, то для подальшого перетворення випрямленого струму в змінний струм, до виходу випрямляча підключається керований інвертор струму. Спрощена силова схема інвертора струму ідентична схемі випрямляча і містить у собі ті ж три пари силових тиристорів [9, 12].

2.3. Схемотехнічні рішення та принцип роботи системи вентильного регулювання напруги і частоти генератора

При спільній роботі тиристорного перетворювача й асинхронної машини частота обертання магнітного поля і частота на виході перетворювача не можуть бути різними. Зміна реактивного струму збудження досягається регулюванням зсуву фаз між вектором поля машини і вектором сигналу керування комутацією тиристорів збудника. Саме ця мета досягається в схемах з частотним зворотним зв'язком по напрузі: при зміні навантаження, або частоти обертання, провідний генератор змінює частоту комутації перетворювача доти, поки вона не стане рівній частоті поля й установить зсув фаз, що забезпечує необхідну величину реактивного струму збудження.

У системі регулювання АГ, що містить керований трифазний випрямляч, зібраний за схемою Мак-Муррея, для підтримання постійної напруги на виході генератора у всьому діапазоні навантажень досить змінювати фазовий зсув між вектором напруги генератора і вектором сигналу керування комутацією тиристорів від 20 до 60 градусів [9].

На основі цього положення запропонована система регулювання напруги на виході АВГ, функціональна схема якої показана на рис. 2.5.

Вентильний генераторний комплекс складається з трифазного АГ з короткозамкненим ротором і однією обмоткою на статорі, тиристорного випрямляча-збудника, тиристорного інвертора струму і силового фільтра.

Збудження АГ здійснюється тиристорним керованим випрямлячем, що містить по два силових тиристорів VS , по два оборотних діода VD і по два комутуючих конденсатора C_k і дросель L_k у кожній фазі генератора.

Момент переключення тиристорів кожної фази синхронізований з моментом переходу через нуль відповідної фазної напруги і затриманий на час, пропорційний відхиленню напруги генератора від заданої напруги $U_{\text{зад}}$. Цим забезпечується стабільність напруги генераторного комплексу при зміні його навантаження і частоти обертання. Інформація на схему керування подається через трифазний понижуючий трансформатор і фільтри верхніх частот (Т-Ф). Далі трифазний сигнал надходить на давач напруги (ДН) і нуль-органи (К1). Вихідний сигнал давача напруги порівнюється із сигналом завдання ($U_{\text{зад}}$), підсилюється і подається на управляєму затримку (УЗ), що здійснює зсув фаз сигналів, виділених нуль-органами К1 з кожної фазної напруги. Сигнал з виходу керованої затримки надходить на один із входів логічного елемента "І-НІ", які пропускають цей сигнал, коли напруга генератора більше деякого $U_{\text{вкл}}$ і перетворює сигнал у короткі імпульси, що задаються генератором комутуючих імпульсів ($G_{k.i}$).

Це підвищує надійність включення тиристорів і знижує потужність схеми формування імпульсів (ФІ) тиристорів, що відмикає тиристори.

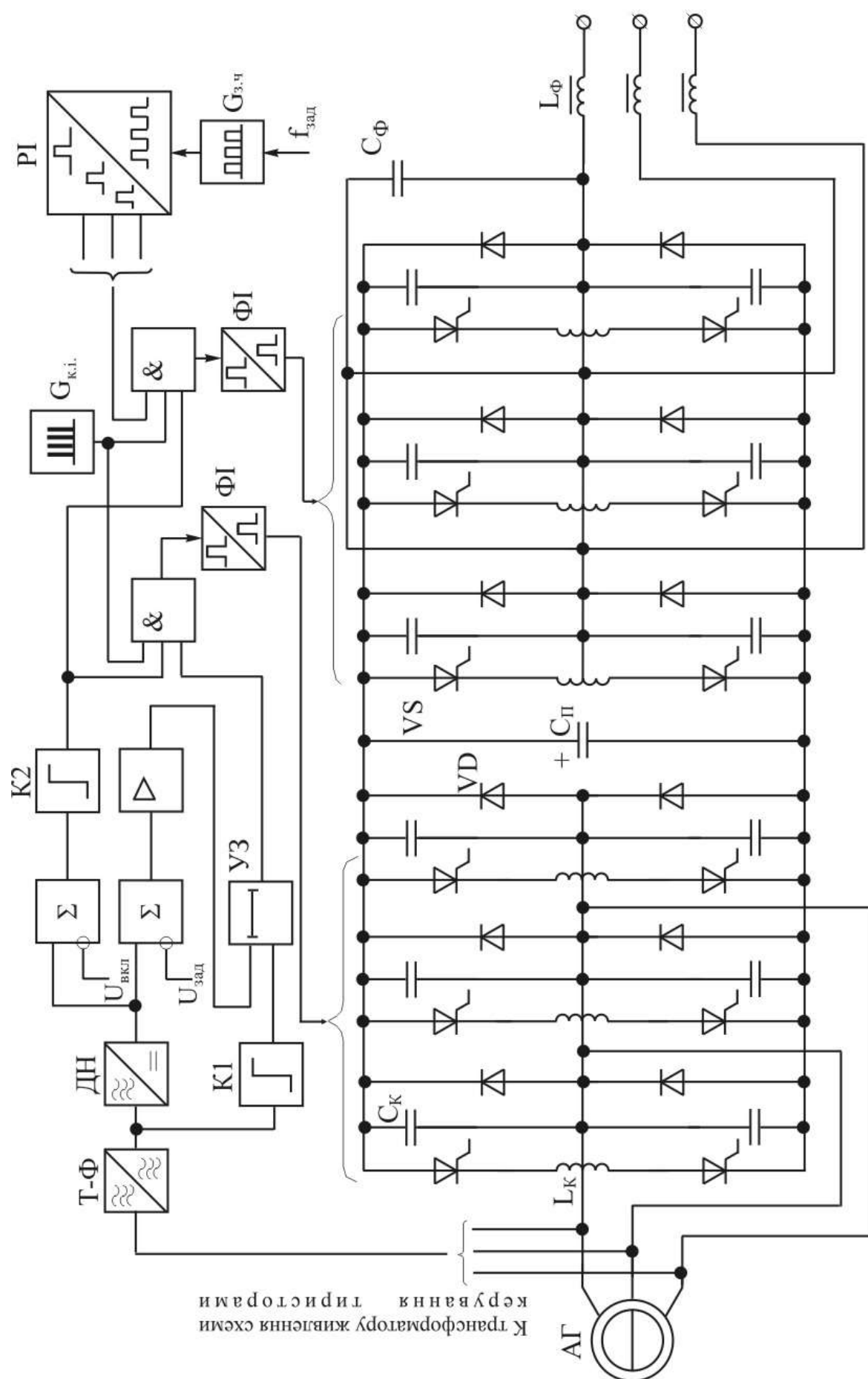


Рис.2.5. Силовая частьна функціональній схемі вентильного регулятора напруги і частоти асинхронного генератора

Початкове самозбудження генератор одержує за рахунок залишкового намагнічування і від конденсаторів збудника C_k , які комутуються при відсутності сигналів керування тиристорами VS. При досягненні напруги генератора порога включення $U_{\text{вкл}}$ компаратор K2 виробляє сигнал, що дозволяє запуск тиристорного перетворювача.

Випрямлена напруга з виходу випрямляча подається на інвертор, зібраний за аналогічною схемою. Керування тиристорами інвертора здійснюється незалежним провідним генератором змінної частоти, $(G_{3,ч})$ і розподільником імпульсів (PI).

Частота генераторного комплексу визначається частотою провідного генератора. Вихідна трифазна напруга інвертора подається до ГЕД через дроселі L_ϕ і конденсатори C_ϕ силового фільтра. Фільтр служить для зменшення нелінійних перекручувань напруги на виході генераторного комплексу.

У цій схемі тиристорний випрямляч-збудник виконує три функції: є джерелом реактивної потужності, регулятором частоти й активної потужності, а також стабілізатором вихідної напруги АВГ.

Завдяки високому коефіцієнту підсилення по потужності і малому часу комутаційних процесів сучасних тиристорів, збудник має значний запас по реактивній потужності при практично жорсткій зовнішній характеристиці [9].

Максимальна електромагнітна потужність і жорсткість зовнішніх характеристик автономного АВГ, на відміну від синхронних генераторів і АГ з конденсаторним збудженням, не залежать від характеру навантаження (постійний чи змінний струми) і коефіцієнта потужності навантаження, а визначаються законом управління АГ, власними параметрами асинхронної машини і перевантажувальною здатністю комутуючих вузлів випрямляча і інвертора.

Насичення магнітного ланцюга асинхронного генератора з тиристорним збудженням, на відміну від генератора з конденсаторним збудженням не є необхідною умовою статичної стійкості генератора, а навпаки знижує його перевантажувальну здатність по потужності через зростання електричних утрат [7].

У межах стійкої комутації вентиляльних перетворювачів і при відсутності фільтра змінного струму величина напруги АГ в статиці практично не залежить від ємності вхідного фільтра зовнішнього джерела реактивної потужності і ємності комутуючих конденсаторів випрямляча і автономного інвертора, перетворювача, оскільки останні практично не беруть участь у компенсації реактивного струму генератора і навантаження.

Через малий час комутаційних процесів сучасних високочастотних тиристорів середня за період основної частоти потужність комутуючого вузла на порядок менше потужності генератора і навантаження. Завдяки цьому вдається в десятки разів зменшити масу і габарити комутуючих конденсаторів випрямляча й інвертора.

Коефіцієнт корисної дії автономного АГ при потужності 1000 - 10 000 кВт і діапазоні частот обертання $(2 - 12)10^3$ об/хв складає 0.85 - 0.9 і залишається приблизно незмінним у цьому діапазоні за рахунок перерозподілу втрат у сталі і міді генератора і комутаційних утрат вентиляльних перетворювачів частоти при частотному керуванні генератором [7, 9].

Статична помилка стабілізації напруги під навантаженням в даній системі керування не перевищує 5% у діапазоні частот обертання 1:(2 - 2.5) і діапазоні навантажень від нуля до максимальної потужності за рахунок високого коефіцієнту підсилення АВГ по частоті (порядку декількох тисяч В/Гц) [7, 9].

Помилка стабілізації частоти в статиці і динаміці визначається лише стабільністю частоти провідного генератора у системі керування автономним інвертором напруги і може бути задана з точністю принципово недосяжної в системі з синхронним генератором.

Гармонійний спектр напруг і струмів запропонованої схеми генераторного комплексу не містить низькочастотної модуляції, що притаманна системам генерування типу синхронний генератор - безпосередній перетворювач частоти. Це значно спрощує і полегшує вихідні фільтри, та підвищує стійкість роботи генераторного комплексу в цілому.

2.4. Висновки до розділу 2

На основі виконаного в розділі 2 аналізу схемотехнічних рішень можна зробити такі висновки.

2.4.1. АГ з вентильним збудженням, на відмінну від конденсаторного збудження, можуть стійко працювати на лінійній ділянці кривої намагнічування, при наявності жорсткості зовнішньої характеристики, що дозволяє застосовувати їх в автономних установках, що генерують, із широким діапазоном зміни частоти обертання приводного двигуна і навантаження.

2.4.2. Недоліком використання тиристорного збудження АГ є підвищена складність системи керування та необхідність виправлення форми вихідної напруги фільтрами.

2.4.3. У зв'язку з малим часом комутації тиристорів та малою потужністю комутуючого вузла КВП в системі з АВГ забезпечується зменшення в десятки разів маси і габаритів комутуючих конденсаторів в автономному інверторі.

2.4.4. Помилки стабілізації частоти в генерую чому агрегаті з АГВ визначаються стабільністю провідного генератора системи управління КВП.

2.4.5. Застосування АГ з вентильним збудженням, тобто АВГ з частотним керуванням, відкриває нові можливості для підвищення терміну служби автономних генераторних установок в суднових умовах та забезпечує зниження маси, значне поліпшення якості стабілізації напруги і частоти як у статиці так і в динаміці, а також простоту забезпечення паралельної роботи генераторів у складі судовий електростанції.

3. СПЕЦИФІКА ВИКОРИСТАННЯ ТА РОЗРАХУНКУ ГОЛОВНИХ РОЗМІРІВ ЗАНУРЕНОГО АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА

3.1. Особливості використання та проектування занурених електричних машин

Занурені електромашини середньої і великої потужності можуть бути виконані в двох, принципово різних, конструктивних виконаннях [3, 4]:

- електромашини закритого виконання, заповнені діелектричної малогрузлою рідиною з великим коефіцієнтом теплопровідності для поліпшення процесу охолодження, що містять пристрій гідростатичного розвантаження зовнішньої капсули;
- електромашини відкритого виконання, охолоджувані проточною морською водою.

Найбільш реальними для освоєння промисловістю в даний час є занурені електричні машини закритого виконання, тому що в них можуть бути використані звичайні матеріали, що серійно випускаються, тобто звичайні сталі й ізоляційні матеріали.

Що стосується занурених електричних машин відкритого виконання, то в даний час серйозною проблемою є захист від корозії активної і конструктивної частини, а також наявність проблеми обростання вузлів і деталей машини (особливо зазору між статором і ротором) морськими поліпами й іншими водними мікроорганізмами. Усе це не дає можливості гарантувати їхню роботу на тривалі терміни.

Будь-які забортні електричні машини повинні виконуватися зі збільшеним, проти звичайних машин, відношенням активної довжини l_δ до діаметру D активної поверхні, тому що це дає можливість:

- знизити механічні втрати на тертя між граничним шаром діелектричної малогрузлої олії і ротором генератора;
- зменшити масогабаритні характеристики;

- поліпшити гідродинамічні характеристики судна з генератором, що знаходиться поза корпусом.

У випадку використання генератора забортного виконання, на відміну від зануреного електродвигуна, відпадає необхідність у наявності торцевих ущільнень вихідного кінця вала, а також у наявності пристрою протитиску для забезпечення герметичності ущільнень.

Підвищення технічного рівня суднового устаткування, як було вказано вище, можливо на основі забортного розташування електричних машин [3, 4]. При цьому рідинне охолодження дозволяє знизити масу на 25...40%, а забортна установка забезпечує зниження маси машини відносно її маси при на судні ще на 35%.

У комплексному дипломному проекті розглядається можливість удосконалення силової електроенергетичної установки проекту суховантажника типу С-15, зокрема - розробка АГ заглибного виконання. На судні пропонується розміщення двох АГ із приводом від парогазових турбін у герметичних гондолах (капсулах) по лівому і правому бортам, симетрично відносно подовжної вісі.

За типом активної частини зазначені генератори є циліндричними електромашинами класичного виконання активної частини. Конструктивно ці електромашини виконуються герметично закритими і заповненими діелектричної рідиною невеликої в'язкості (керосин, трансформаторне масло) з великим коефіцієнтом теплопровідності для забезпечення найбільш інтенсивної теплопередачі від елементів активної частини на зовнішню оболонку генераторної капсули та у зовнішні шари морської води. Кожна генераторна капсула кріпиться до борта судна нижче ватерлінії за допомогою спеціального підвісу, що має еліпсоїдну форму в подовжньому перетині для зменшення гідродинамічного опору при русі. Кожний підвіс містить канали для проходження генераторних шин і валу механічного зв'язку з приводною турбіною. Для гідростатичного розвантаження капсули можливо застосування систем створення внутрішнього протитиску. Від загальнопромислових машин занурені електромашини відрізняються зниженим зовнішнім діаметром і підвищеним відношенням λ довжини l_8 активної поверхні до її діаметру D .

Відзначені відмінності обумовлені вимогами поліпшення гідродинамічних характеристик генераторних капсул при забортному розташуванні, бажаністю зниження інерційності високооберткових машин для зменшення впливу на підшипники гіроскопічного ефекту і, головне, умовою зниження втрат на тертя ротора в рідині. Згідно [3], даний вид утрат пропорційний четвертого ступеня полюсного розподілу. Також при збільшенні λ трохи поліпшуються робочі характеристики АГ, особливо при двополюсному виконанні.

3.2. Визначення раціональної геометрії зубцевої зони ротора

У машинах великої потужності при напрузі в тисячі вольтів взагалі застосовуються прямокутні відкриті пази, хоча використання відкритих пазів трохи погіршує показники машин через збільшення еквівалентного зазору та диференційного розсіювання. При таких пазах застосовується двошарова обмотка, що складається з твердих секцій. Для короткозамкнених роторів асинхронних машин великої потужності можливе застосування прямокутних заглиблених пазів, або круглих пазів, розташованих у два ряди в шаховому порядку [13].

Мінімальні діаметри статора і ротора при заданих вихідних парах-метрах і електромагнітних навантаженнях машини можуть бути визначені методом ітерації [14] на основі відомих аналітичних залежностей, конструктивно-геометричних і електромагнітних параметрів асинхронних машин [5, 13]. Можлива конфігурація пазів короткозамкненого ротора АГ представлена на рис. 3.1. У зв'язку з тим, що пази верхнього і нижнього рядів не являються рівноцінними, то за один пазовий розподіл приходить ся вважати відстань між центрами окружностей пазів верхнього (чи нижнього) ряду, тобто за один еквівалентний паз буде прийматися два реальних пази - один з верхнього ряду й один ссміжний з нижнього ряду. Висота шліцьової зони ротора залежить від потужності і відповідно габаритів машини. Більші значення $h_{\text{ш}}$ відповідають великим потужностям.

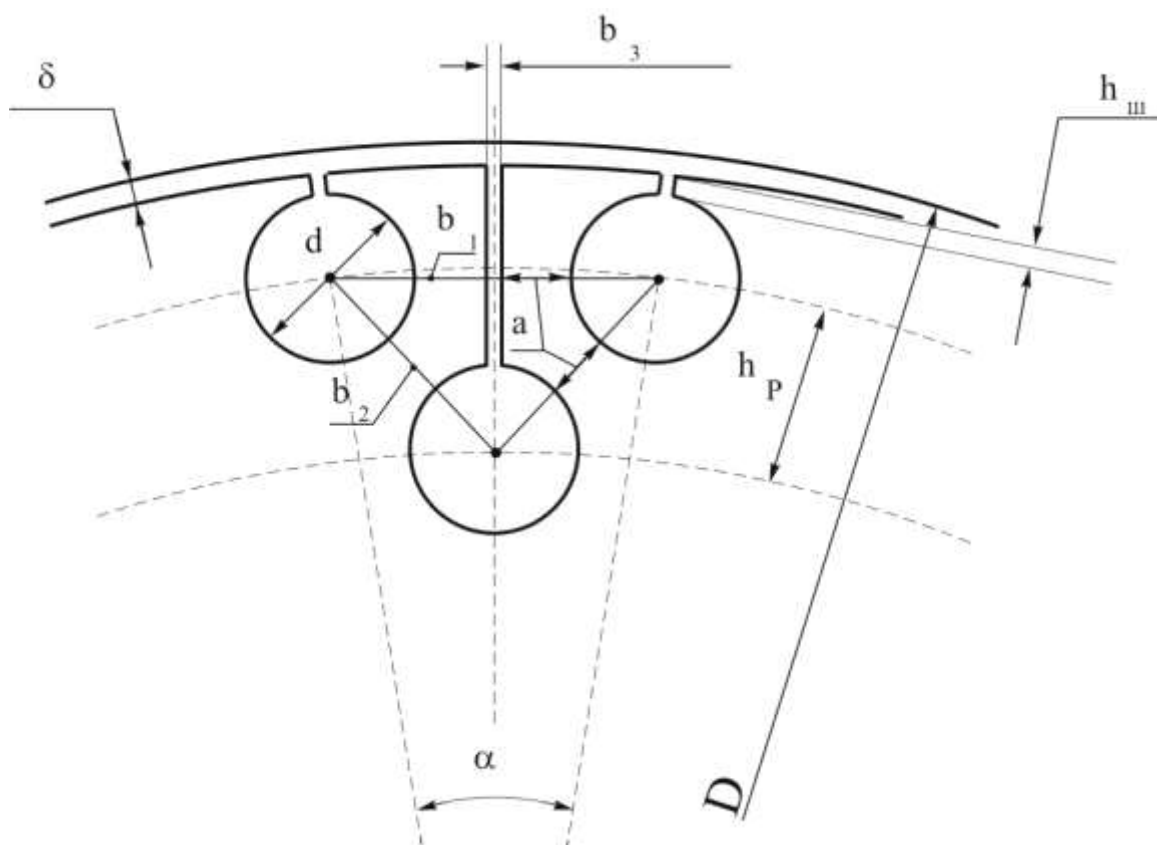


Рис. 3.1. Конфігурація пазів короткозамкненого ротора асинхронного генератора

Число реальних пазів у два рази більше числа еквівалентних. Площа еквівалентного паза:

$$S_R = 2 \cdot \frac{\pi \cdot d^2}{4} = \frac{\pi \cdot d^2}{2}, [\text{м}^2], \quad (3.1)$$

де d - діаметр реального паза, м. Діаметри пазів верхнього і нижнього рядів однакові.

Площа паза короткозамкненого ротора визначається:

$$S_R = \frac{6K_I I_s W_s K_s}{Z_R \Delta_R}, [\text{м}^2], \quad (3.2)$$

де K_I - коефіцієнт, який залежить від коефіцієнта потужності;

I_s - номінальний струм статора;

W_s - число витків статорної обмотки;

K_s - обмотковий коефіцієнт статора;

Z_R – число пазів ротора;

Δ_R – прийнята густина струму в провідниках білкової клітки.

Струм і число витків статора визначається через лінійне навантаження A і число ефективних провідників в пазу статора U_s за відомими виразами:

$$I_s = \frac{\pi D A a_s}{Z_s U_s}, [\text{A}]; \quad (3.3)$$

$$W_s = \frac{p q_s U_s}{a_s}, \quad (3.4)$$

де a_s – число паралельних віток;

Z_s – число пазів статора;

q_s – число пазів на полюс і фазу статора.

З врахуванням (3.3) і (3.4) площа паза короткозамкненого ротора визначається виразом

$$S_R = \frac{6\pi p K_I K_s q_s A D}{Z_s Z_R \Delta_R}, [\text{м}^2]. \quad (3.5)$$

З умови однаковості лівих частин (3.1) і (3.5) визначається залежність діаметра провідника круглого перерізу в пазах короткозамкненого ротора від внутрішнього діаметра розточки статора

$$d(D) = \sqrt{\frac{12 D A p q_s K_I K_s}{Z_s Z_R \Delta_R}}, [\text{м}^2]. \quad (3.6)$$

Для мінімізації діаметра ротора необхідно максимально знизити висоту пазової зони і висоту ярма ротора. Обмеження, які накладаються на зниження висоти ярма ротора машини, визначаються з умови насичення сталі магнітопровода ротора. Зниження висоти пазової зони короткозамкненого ротора з запропонованою конфігурацією пазів можливо за рахунок більш раціонального розташування пазів в тілі магнітопровода. Просторова орієнтація пазів ротора відносно один другого і зовнішньої поверхні ротора визначається, як вказано на рис. 3.1, наступними геометричними параметрами:

b_1 – відстань між центрами кіл пазів зовнішнього ряду;

b_2 – відстань між центрами сусідніх пазів зовнішнього і внутрішнього рядів;

b_3 – ширина канала паза ротора, яка залежить від потужності машини (звичайно приймається 1,5...3,0 мм);

h_{uu} – висота шлицевої зони (значення висоти шлиця паза для машин великої потужності знаходяться у межах 2,0...5,0 мм, більші значення висоти шлиця відповідають більшим потужностям;

δ – величина повітряного зазору між статором і ротором машини;

a – проміжний параметр, який забезпечує однакову дальність пазів зовнішнього ряду від сусідніх пазів внутрішнього ряду та від поверхні прорізу шлиця та поверхні паза верхнього ряду.

Залежність параметра b_i від внутрішнього діаметра розточки статора визначається виразом

$$b_i(D) = \frac{\pi \left(D - 2\delta - 2h_{uu} - \frac{d}{2} \right)}{Z_R}, [\text{м}^2]. \quad (3.7)$$

Підставимо в (3.7) вираз для d з (3.6)

$$b_i(D) = \frac{\pi \left(D - 2\delta - 2h_{uu} - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{12DAPq_s K_I K_s}{Z_s Z_R \Delta_R}} \right)}{Z_R}, [\text{м}^2]. \quad (3.8)$$

З іншого боку

$$b_1 = d + b_3 + 2a, [\text{м}]. \quad (3.9)$$

З виразу (3.9) визначається a

$$a = \frac{b_1(D) - [d(D) + b_3]}{2}, [\text{м}]. \quad (3.10)$$

Далі можна виразити параметр b_2

$$b_2(D) = d + a = \frac{d(D) + b_1(D) - b_3}{2}, [\text{м}]. \quad (3.11)$$

Число градусів на паз ротора

$$\alpha = \frac{2\pi}{Z_R}, [\text{град}]. \quad (3.12)$$

Різниця між діаметром кола, яке проходить через центри пазів верхнього ряду і кола, яке проходить через центри пазів нижнього ряду h_p визначається виразом

$$h_p(D) = \frac{\pi \left[D - 2\delta - 2h_{\text{ш}} - \frac{d(D)}{2} \right]^2 \cos\left(\frac{\pi - \alpha}{2}\right)}{2b_2(D)Z_R}, [\text{м}]. \quad (3.13)$$

Кінцево висота зубцевої зони визначиться як функція від D

$$h_z(D) = h_p(D) + d(D) + h_{\text{ш}}, [\text{м}]. \quad (3.14)$$

3.3. Алгоритм визначення геометричних співвідношень активної частини

Особливістю визначення головних розмірів АВГ, як і будь якої зануреної машини є те, що шляхом варіації величини D знаходиться її мінімальне значення. Алгоритм розрахунку наведено на рис. 3.2. Він полягає в наступному:

- приймаючи вихідні дані для проектування машини і електромагнітні навантаження в процесі розрахунку визначаються число пазів на статорі і роторі;
- попередньо визначаємо приблизне значення внутрішнього діаметра ярма ротора за формулою

$$D_{\text{вн}} \approx 0,22 \sqrt{\frac{P_n}{n}}, [\text{м}], \quad (3.15)$$

де P_n – номінальна потужність машини [кВт];

n – синхронна частота обертання [об/хв];

- задаючись величиною D визначаємо висоту зубцевої зони ротора $h_z(D)$ і усі проміжні геометричні параметри;
- визначаємо висоту ярма ротора, яка не може бути від'ємною

$$h_{\text{я}} = \frac{D - 2\delta - 2h_z(D) - D_{\text{вн}}}{2}, [\text{м}]. \quad (3.16)$$

- перевіряємо значення індукції в ярмі ротора

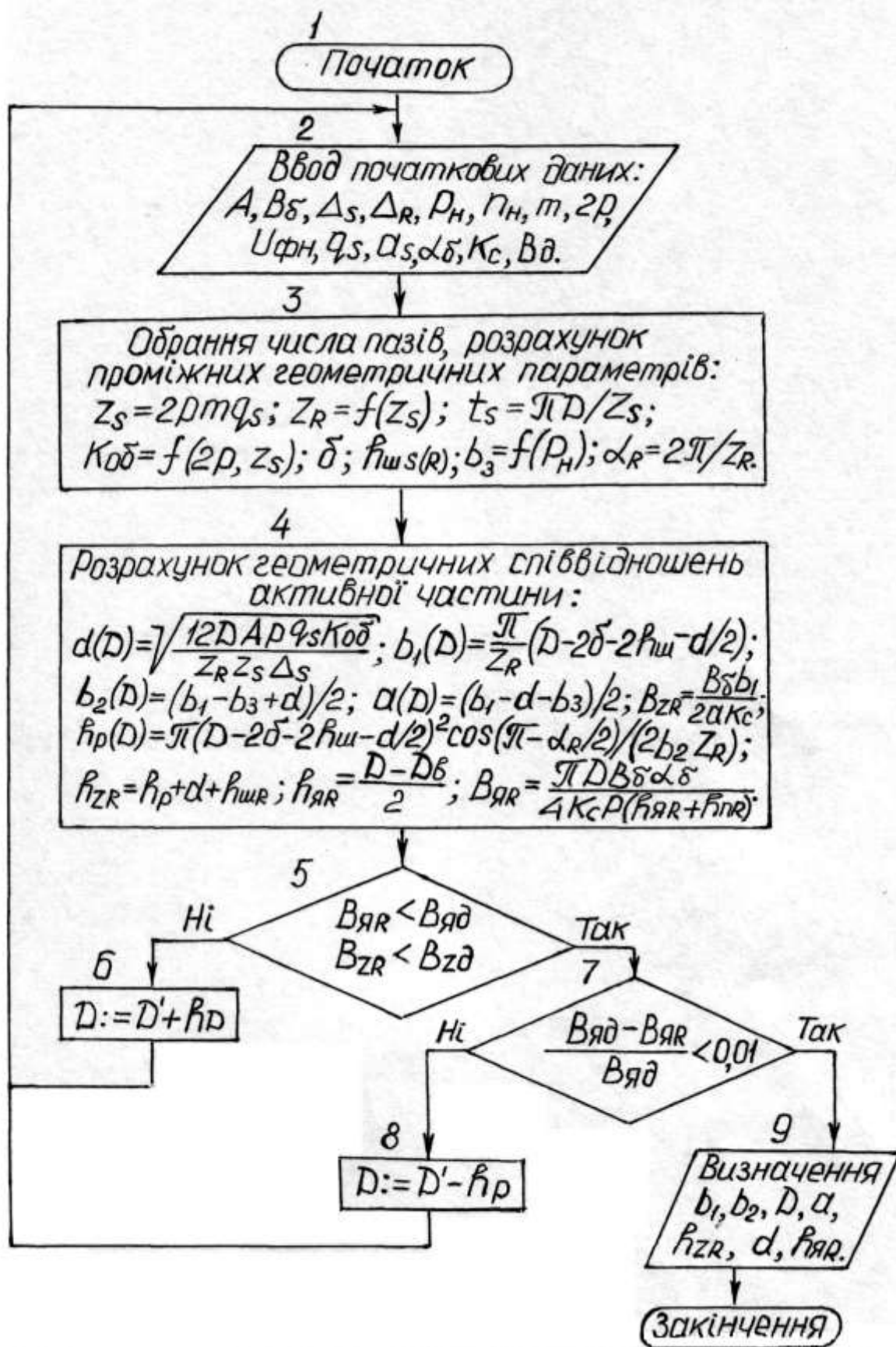


Рис. 3.2. Алгоритм визначення геометричних співвідношень активної частини

$$B_R = \frac{\pi D B_\delta \alpha_\delta}{4 h_\gamma p K_c}, [\text{Тл}], \quad (3.17)$$

де α_δ – коефіцієнт сплюснення поля (для асинхронних машин класичного виконання з циліндричною формою активної частини $\alpha_\delta = 0,715$);

K_c – коефіцієнт заповнення магнітопровода ротора сталлю (для окисдованих листів $K_c = 0,95$);

B_δ – значення індукції в повітряному зазорі машини;

p – число пар полюсів (для турбогенераторів $p = 1$).

Отримане значення індукції в ярмі ротора, виходячи з умови насичення, не повинно перевищувати 1,6...1,8 Тл.

Якщо індукція в ярмі знаходиться у допустимих межах, то можна ще знизити значення величини D і повторити розрахунок, і так до тих пор, поки не буде знайдено межеве значення D .

Другий варіант геометрії пазів ротора представлено на рис. 3.3.

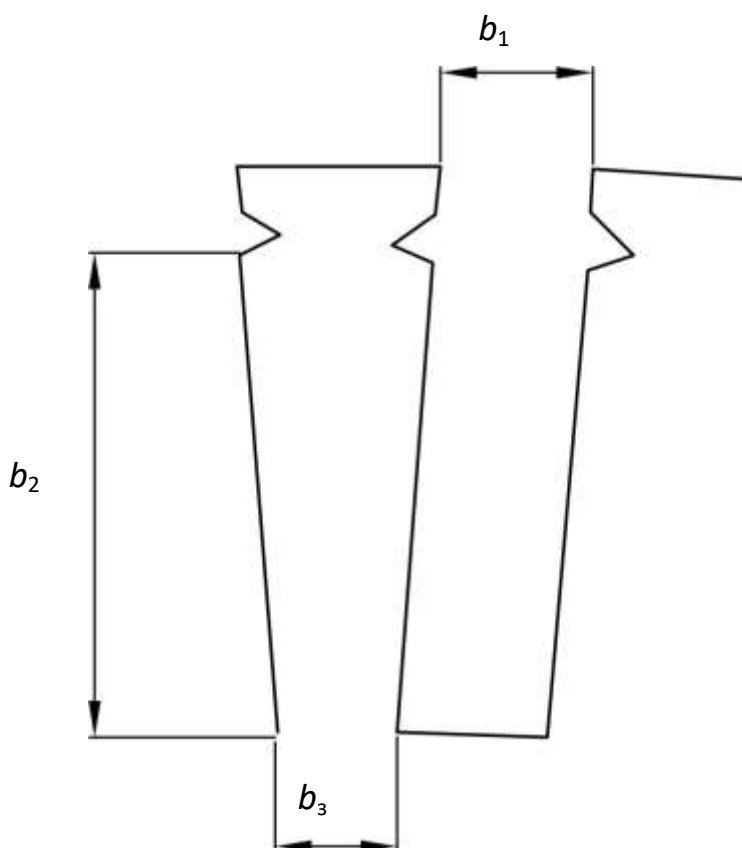


Рис. 3.3. Прямокутна конфігурація пазів ротора генератора

Для розрахунку даної конфігурації пазів можна задаватися кратністю ширини паза відносно до його висоти

$$b_2 = k \cdot b_1, [\text{м}], \quad (3.18)$$

де b_1, b_2 - ширина і висота паза відповідно, [м].

Площа паза в цьому випадку виразиться як:

$$S_n = b_1 \cdot b_2 = k \cdot b_1^2, [\text{м}^2]. \quad (3.19)$$

Дорівнявши ліві частини виражень (3.2) і (3.19) одержимо:

$$b_1 = \sqrt{\frac{6 \cdot \pi \cdot D \cdot A \cdot p \cdot q_s \cdot K_I \cdot K_S}{k \cdot Z_S \cdot Z_R \cdot \Delta_R}}, [\text{м}]. \quad (3.20)$$

Застосування відкритих пазів обумовлює необхідність встановлення у шлиці клинів з немагнітних матеріалів для утримання обмотки в пазах обертового ротора при впливі радіальних зусиль. Висота клина приймається в межах: $h_{\text{кл}} = 2\text{-}8$ мм.

Висота зубцевої зони визначиться для даної конфігурації як:

$$h_z = h_{\text{ш}} + h_{\text{кл}} + b_2, [\text{м}]. \quad (3.21)$$

Оптимальне співвідношення висоти і ширини паза за умови постійності площі його перетину можна визначити з магнітної напруженості самої вузької ділянки зубця b_3 :

$$b_3 = \frac{\pi \cdot [D - 2 \cdot (\delta + h_{\text{кл}} + h_{\text{ш}} + b_2)]}{Z_R} - b_1, [\text{м}]. \quad (3.22)$$

Значення магнітної індукції в цьому перетині визначиться як:

$$B = \frac{B_\delta \cdot t_R}{K_C \cdot b_3}, [\text{Тл}], \quad (3.23)$$

де t_R – пазовий розподіл ротора;

B_δ – значення магнітної індукції в повітряному зазорі;

K_C – коефіцієнт заповнення магнітопровода ротора сталлю.

Параметр b_3 зменшується як при надмірному збільшенні висоти паза (так як пази розташовані під кутом α_R друг до друга), так і при її значному зниженні (зростає ширина паза). Варіюючи коефіцієнтом k можна домогтися мінімального значення магнітної індукції в зубці і визначити оптимальні розміри паза прямоку-

тного перетину. Зроблений з використанням (3.1) – (3.23) розрахунок двох варіантів конфігурації пазів ротора при дотриманні принципу електромагнітної еквівалентності порівняльного аналізу показав, що при виборі прямокутних пазів висота зубцевої зони та зовнішній діаметр ротора виявились більшими, ніж при дворядних пазах круглого перетину [15].

3.4. Висновки до розділу 3

В результаті аналізу та проектних досліджень розділу 3 визначені наступні висновки.

3.4.1. Завдяки ефективному охолодженню занурене виконання АГ надає можливість підвищити його електромагнітне використання, однак для забезпечення необхідних гідродинамічних властивостей капсульної оболонки (гондоли) генератора необхідно зменшення полюсності статора до числа $2p \leq 4$.

3.4.2. Для підвищення гідродинамічних властивостей капсульного генератора та зменшення втрат на тертя ротора в рідині діаметри статора і ротора при проектуванні повинні визначатися мінімально можливими.

3.4.3. Порівняльний аналіз двох конфігурацій (прямокутної та круглої шахматної) пазів указує на те, що застосування пазів круглого перетину, розташованих у шаховому порядку дозволяє домогтися більшого ефекту у розв'язанні завдання зниження висоти зубцевої зони короткозамкненого ротора та діаметра активної поверхні статора, чим використання традиційної конфігурації прямокутних пазів.

4. РОЗРАХУНОК АСИНХРОННОГО ГЕНЕРАТОРА ЗАНУРЕНОГО ВИКОНАННЯ

4.1. Вихідні дані та визначення головних розмірів

Розрахунок геометрії активної частини зроблений на основі [13] з використанням [14, 15] та прикладного програмного математичного пакету MathCAD Professional 2000. У результаті розрахунку знайдене мінімальне значення діаметра розточення статора D , що дозволило зменшити діаметр і збільшити довжину генератора та занурю вальної капсули, що у свою чергу немаловажна для гідродинамічних властивостей судна.

Вихідні дані для розрахунку:

$n_n = 3000$ об/хв – номінальна частота обертання ротора АГ приводним двигуном;

$\Delta_S = 9 \cdot 10^6$ А/м² – густина струму в обмотці статора проектованого АГ;

$\Delta_R = 8 \cdot 10^6$ А/м² – густина струму в провідниках білячої клітки короткозамкненого ротора;

$A = 50000$ А/м – лінійне навантаження машини.

Густина струму і лінійне навантаження обрані завищеними у порівнянні з класичними електричними машинами з повітряним охолодженням з розрахунку на більш інтенсивний відвід теплової енергії втрат від активних частин статора і ротора асинхронного генератора при заглибному виконанні.

Вихідними даними для розрахунку також є:

$m = 3$ – число фаз статора;

$2p = 2$ – число пар полюсів (турбогенератор);

$P_n = 6000$ кВт – номінальна потужність генератора;

$B_\delta = 0,65$ Тл – магнітна індукція в повітряному зазорі;

$D = 0,53$ – попередньо обране значення внутрішнього діаметра статора;

$q_S = 6$ – число пазів на полюс і фазу для двохполюсної машини;

$a_S = 2$ – число рівнобіжних галузей статора;

$K_{o\delta} \approx 0,9$ – попередньо обране значення обмотувального коефіцієнта статора;

$K_C = 0,95$ – коефіцієнт заповнення магнітопровода статора і ротора сталлю для окисдованих листів;

$B_{zR} = B_{zS} = 1,75$ Тл – попередньо обране середнє значення індукції в пазовій зоні ротора і статора відповідно;

$\delta = 0,002$ м – величина повітряного зазору між статором і ротором.

Визначаються та обираються наступні величини і розміри.

Число пазів статора:

$$Z_S = 2 \cdot p \cdot m \cdot q_S = 2 \cdot 1 \cdot 3 \cdot 6 = 36 \text{ пазів.}$$

Число пазів ротора при $Z_S = 36$

$$Z_R = 46 \text{ розрахункових пазів.}$$

Як відзначалося раніше, за один розрахунковий паз приймається два реальних пази: один з верхнього ряду і суміжний з нижнього ряду.

Число градусів на розрахунковий паз ротора

$$\alpha_R = \frac{2 \cdot \pi}{Z_R} = \frac{2 \cdot \pi}{46} = 0.137 \text{ град.}$$

Висота шліцьової зони

$$h_{uu} = 0.002 \text{ м.}$$

Ширина каналу паза ротора

$$b_3 = 0.002 \text{ м.}$$

Діаметр елементарного провідника в реальному пазу ротора

$$d = \sqrt{\frac{12 \cdot D \cdot A \cdot p \cdot q_S \cdot K_{o\delta} \cdot K_I}{Z_S \cdot Z_R \cdot \Delta_R}} = \sqrt{\frac{12 \cdot 0.53 \cdot 50000 \cdot 1 \cdot 9 \cdot 0.9 \cdot 1}{54 \cdot 46 \cdot 8 \cdot 10^6}} = 0.011 \text{ м.}$$

Пазовий розподіл ротора

$$b_1 = \frac{\pi}{Z_R} \cdot \left[D - 2 \cdot \delta - 2 \cdot h_{uu} - \frac{d}{2} \right] = \frac{\pi}{46} \cdot \left[0.53 - 2 \cdot 0.002 - 2 \cdot 0.002 - \frac{0.011}{2} \right] = 0.035 \text{ м.}$$

Відстань між центрами сусідніх пазів верхнього і нижнього рядів

$$b_2 = \frac{b_1 - b_3 + d}{2} = \frac{0.035 - 0.002 + 0.011}{2} = 0.022 \text{ м.}$$

Половина мінімального перетину зубця ротора

$$a = \frac{b_1 - d - b_3}{2} = \frac{0.035 - 0.011 - 0.002}{2} = 0.011 \text{ м.}$$

Різниця між діаметрами окружності, що проходить через центри пазів верхнього ряду й окружності, що проходить через центри пазів нижнього ряду

$$h_p = \frac{\pi \cdot \left[D - 2 \cdot \delta - 2 \cdot h_{uu} - \frac{d}{2} \right]^2 \cdot \cos\left(\frac{\pi - \alpha_R}{2}\right)}{2 \cdot b_2 \cdot Z_R} =$$

$$= \frac{\pi \cdot \left[0.53 - 2 \cdot 0.002 - 2 \cdot 0.002 - \frac{0.011}{2} \right]^2 \cdot \cos\left(\frac{\pi - 0.137}{2}\right)}{2 \cdot 0.022 \cdot 46} = 0.028 \text{ м.}$$

Висота пазової зони

$$h_z = h_p + d + h_{uu} = 0.028 + 0.011 + 0.002 = 0.041 \text{ м.}$$

Орієнтоване значення діаметра вала (внутрішнього діаметра магнітопровода ротора)

$$D_{\text{вн}} = 0.22 \cdot \sqrt[3]{\frac{P_H}{n_H}} = 0.22 \cdot \sqrt[3]{\frac{6000}{3000}} = 0.277 \approx 0.28 \text{ м.}$$

Вказана емпірична формула для визначення діаметра вала справедлива для асинхронних машин великої потужності, що надалі буде підтверджено розрахунками міцності вала.

При ковзанні близьким до номінального, а саме при $s=0.01...0.05$ частота перемагнічування магнітопровода ротора стає незначною, і магнітний потік, що замикається через ярмо ротора проникає в тіло вала на величину h_{np} :

$$h_{np} = \frac{1}{16} \cdot \frac{D_{\text{вн}}}{D} = \frac{1 \cdot 0.28}{16 \cdot 0.53} = 0.033 \text{ м.}$$

Висота ярма ротора

$$h_{\text{яR}} = \frac{D - D_{\text{вн}}}{2} - h_{zR} - \delta = \frac{0.53 - 0.28}{2} - 0.041 - 0.002 = 0.083 \text{ м.}$$

Перевірка магнітної напруженості ярма ротора:

$$B_R = \frac{\pi \cdot D \cdot B_\delta \cdot \alpha_\delta}{4 \cdot K_C \cdot (h_{\text{яR}} + h_{np}) \cdot p} = \frac{\pi \cdot 0.53 \cdot 0.65 \cdot 0.715}{4 \cdot 0.95 \cdot (0.083 + 0.033) \cdot 1} = 1.757 \text{ Тл.}$$

де $\alpha_\delta=0,715$ - коефіцієнт сплюснення функції розподілу індукції магнітного поля.

Величина індукції в ярмі не повинна перевищувати значення $B_R=1.8$ Тл виходячи з умови насичення машини. Ця умова необхідна для можливості забезпечення форсировки генератора при необхідності відновлення можливих провалів напружності, що виникають при роботі гребного електродвигуна.

Розрахункове значення індукції в мінімальному перетині зубця ротора

$$B_{zR} = \frac{\Phi_t}{S_z} = \frac{B_\delta \cdot l_\delta \cdot b_1}{2 \cdot a \cdot l_\delta \cdot K_C} = \frac{B_\delta \cdot b_1}{2 \cdot a \cdot K_C} = \frac{0.65 \cdot 0.035}{2 \cdot 0.011 \cdot 0.95} = 1.103 \text{ Тл.}$$

У зв'язку з тим, що розрахункове значення індукції $B_{zR} < 1.8$ Тл, можна з достатньою точністю вважати, що потік Φ_t , приходить на один зубцевий розподіл ротора та проходить тільки через зубець. Тому дійсну індукцію в зубці приймаємо рівної розрахунковій.

Орієнтоване значення довжини активної частини ротора:

$$l_\delta = \frac{P_n \cdot 10^3}{1.1 \cdot D^2 \cdot \left(\frac{\pi \cdot n_n}{30} \right) \cdot K_{об} \cdot A \cdot B_\delta} = \frac{6000 \cdot 10^3}{1.1 \cdot 0.53^2 \cdot \left(\frac{\pi \cdot 3000}{30} \right) \cdot 0.9 \cdot 50000 \cdot 0.65} = 2.113 \text{ м.}$$

Обмотка статора проектного асинхронного генератора являє собою двошарову п'ятюву обмотку з укороченим кроком $y=5 \cdot \tau/6$ (при такому кроці обмотки амплітуди п'ятої і сьомої гармонік значно знижуються). Двошарова обмотка розглянутого типу має наступні переваги:

- можливість укорочення кроку на будь-яке число зубцевих розподілів, що дає можливість досягти гарної форми кривої ЕРС, а також гарної форми створюваної обмоткою магнітного полюса;
- укорочення лобових з'єднань у зв'язку з укороченням кроку і економія міді, що при цьому досягається;
- можливість утворення великого числа зовсім рівноцінних рівнобіжних галузей;
- порівняно легкий вибір числа витків фази, при якому зберігається сприятливе співвідношення між B_δ і A .

Для електричних машин великої потужності і при напругах на тисячі вольтів на статорі звичайно застосовуються відкриті пази. Двошарова обмотка складається з твердих стрижневих секцій, що складаються з елементарних провідників, особливим образом переплєтених (транспонованих), таким чином, щоб частини їх розташовувалися в різних місцях по висоті паза і щоб ЕРС, наведені пазовим полем розсіювання в окремих елементарних провідниках, були по можливості однаковими. У цьому випадку вдасться значно знизити утрати від "циркуляційних" струмів, що проходять по елементарних провідниках і, що замикається в голівках секцій.

Вихідні дані для розрахунку:

$h_{ш} = 0.001$ м – висота шліца прямокутного паза статора (рис. 4.1);

$Z_S = 36$ – число пазів статора;

$K_3 = 0.3$ – коефіцієнт заповнення паза міддю при лінійній напрузі 3300 В;

$D = 0.53$ м – діаметр розточення статора;

$a = 2$ – число рівнобіжних галузей статорної обмотки;

$B_\delta = 0.65$ Тл – індукція в зазорі;

$K_C = 0.95$ – коефіцієнт заповнення магнітопровода статора сталлю.

Коефіцієнт кратності висоти до ширини паза статора при котрому індукція в самому вузькому перетині зубця статора не перевищує 1.8 Тл:

$$\frac{b_2}{b_1} = k = 3.$$

Площа паза статора

$$S_{nS} = b_1 \cdot b_2 = k \cdot b_1^2 = \frac{\pi \cdot D \cdot A \cdot a}{Z_S \cdot \Delta_S \cdot K_3}, [\text{м}^2].$$

Звідси ширина паза статора

$$b_1 = \sqrt{\frac{\pi \cdot D \cdot A \cdot a}{k \cdot Z_S \cdot \Delta_S \cdot K_3}} = \sqrt{\frac{\pi \cdot 0.53 \cdot 50000 \cdot 2}{3 \cdot 36 \cdot 9 \cdot 10^6 \cdot 0.3}} = 0.024 \text{ м.}$$

кається через зубець. Індукцію в пазовій зоні статора приймаємо рівної розрахунковий. Загальний вид отриманих пазів статора представлений на рис. 4.1.

Площа перерізу міді в пазу статора

$$S_{\text{міді}} = S_{\text{пз}} K_3 = b_1 b_2 K_3 = 0.024 \cdot 0.072 \cdot 0.3 = 510 \text{ мм}^2.$$

Число ефективних провідників в пазу статора

$$u_{\text{п}} = 4.$$

При напрузі більшої 3000 В потребується підсилена виткова ізоляція. Конструкція ізоляції повинна забезпечити високу електричну міцність і бути достатньо міцною механічно. Завдяки тому. Що машини мають відкриті пази на статорі, це надає можливість отримати більш надійну ізоляцію статорної обмотки. Пазова ізоляція виконується з декількох шарів ізоляційних матеріалів, що дозволяє отримати більш стиснене прилягання її до стінок паза і провідникам.

Для вибору конфігурації вала генератора необхідно крім довжини активної частини знати величину вильоту лобових частин обмотки статора для того, щоб правильно розташувати підшипникові вузли. Розрахунок середньої довжини напіввитка обмотки статора і вильоту лобових частин виконано за методикою [13].

Середня довжина лобової частини обмотки статора

$$l_{\text{срл}} = A + 1.57H + 2M + 2N,$$

де M – довжина прямої частини котушки від торця осердя до початку відгину лобової частини, яка залежить від номінальної напруги і типу ізоляції лобових частин. Для напруги 3300 В і компаундної ізоляції $M = 0.04$ м;

N – довжина головки котушки, $N = 0.06$ м.

Для визначення A необхідно розрахувати ряд величин.

Середня ширина жорсткої секції

$$\tau_y = \frac{\pi(D + 2H + a_3)}{2p} \beta, [\text{м}],$$

де $\beta = 5/6$ – відношення кроку скороченої обмотки до діаметрального кроку;

$H = 0.03$ – висота лобової частини жорсткої секції;

$$a_3 = 2(h_2 + h_3 + h_4);$$

$$h_4 = h_{\text{кл}} + h_{\text{ш}} = 0.008 + 0.001 = 0.009 \text{ м};$$

$h_2 = h_{\text{пр}} + 0.002 = 0.005 + 0.002 = 0.007 \text{ м}$ ($h_{\text{пр}} = 0.005 \text{ м}$ – висота міжшарової прокладки).

Визначаються величини a_3 і τ_y :

$$a_3 = 2(0.007 + 0.002 + 0.009) = 0.036 \text{ м};$$

$$\tau_y = \frac{\pi(0.53 + 2 \cdot 0.03 + 0.036)}{2} \cdot \frac{5}{6} = 0.82 \text{ м.}$$

Найменша відстань t_C між висями двох сусідніх сторін при виході їх із пазів. Відраховані по дузі кола, яке проходить по верхнім граням верхнього шару з діаметром $D + a_2$

$$t_C = \frac{\pi(D + a_2)}{Z_s}, [\text{м}],$$

де $a_2 = 2(h_3 + h_4) = 2(0.002 + 0.009) = 0.022 \text{ м};$

$$t_C = \frac{\pi(D + a_2)}{Z_s} = \frac{\pi(0.53 + 0.022)}{36} = 0.048 \text{ м.}$$

Відстань між висями сусідніх секційних сторін у відігнутих ділянках лобових частин може бути визначена з рівняння

$$f_c = B + a_1, [\text{м}],$$

де $B = 0.022$ – ширина лобової частини жорсткої секції;

$$a_1 = \Delta_1 + \Delta_2, [\text{м}],$$

де Δ_1 – залежить від номінальної напруги машини і виду лобових частин. Для напруги 3300 В і компаундної ізоляції $\Delta_1 = 0.005 \text{ м};$

Δ_2 – проміжок між лобовими частинами, якій необхідний для їх рівномірного охолодження, залежить від номінальної напруги і потужності машини. Для напруги 3300 В і потужності 6000 кВт $\Delta_2 = 0.004 \text{ м.}$

Визначається f_c

$$f_c = B + \Delta_1 + \Delta_2 = 0.022 + 0.005 + 0.004 = 0.031 \text{ м.}$$

Визначається параметр A

$$A = \frac{\tau_y - R - 0.5H}{\sqrt{1 - \left(\frac{f_c}{t_c}\right)^2}} = \frac{0.82 - 0.014 - 0.5 \cdot 0.03}{\sqrt{1 - \left(\frac{0.031}{0.048}\right)^2}} = 1.03 \text{ м},$$

де $R = 0.014$ м – радіус закруглення головки лобової частини, який залежить від номінальної напруги проектуємого генератора.

Кінцево середня довжина лобової частини

$$l_{\text{срл}} = A + 1.57H + 2M + 2N = \\ = 1.03 + 1.57 \cdot 0.03 + 2 \cdot 0.04 + 2 \cdot 0.06 = 1.22 \text{ м}.$$

Середня довжина напіввитка обмотки статора

$$l_{\text{ср}} = l_{\delta} + l_{\text{срл}} = 2.113 + 1.22 = 3.33 \text{ м}.$$

Довжина вильоту лобової частини обмотки статора

$$l_{\text{в}} \approx 0.5A \frac{f_c}{t_c} + M + N = 0.5 \cdot 1.03 \cdot \frac{0.031}{0.048} + 0.04 + 0.06 = 0.43 \text{ м}.$$

4.2. Перевірка механічної працездатності вала ротора

Перед початком конструювання необхідно визначити діаметр вала в середній його частині, тому що без цього не можна спроектувати осердя ротора машини й інші геометричні параметри. Однак точно визначити діаметр середньої частини вала не можна, тому що розрахунок прочнісних показників вала можливий при наявності значення його довжини, а вона визначається тільки наприкінці проектування головних розмірів машини. Тому спочатку в першому наближенні для розрахунку твердості і міцності діаметр вала був орієнтовно обраний по емпіричній залежності, а після визначення довжин усіх його ділянок необхідно зробити перевірочний розрахунок вказаних механічних показників вала обраної конфігурації.

При розрахунку достатньо визначити прогин вала в одній його точці на ділянці розташування осердя ротора. При визначенні прогину будемо виходити з припущення, що вага всіх частин ротора прикладена у середині осердя. Якщо прийняти

ротор за суцільний циліндр із середньою питомою вагою $\gamma = 7.8 \cdot 10^4 \text{ Н/м}^3$, то можна визначити його об'єм і наближено визначити його вагу:

$$V = \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot D \cdot l_{\delta} = \frac{1}{4} \cdot \pi \cdot 0.53 \cdot 2.113 = 0.88 \text{ м}^3;$$

$$G = V \cdot \gamma = 0.88 \cdot 7.8 \cdot 10^4 = 6.86 \cdot 10^4 \text{ Н.}$$

Прогин вала відбувається під дією ваги ротора і сили магнітного притягання T . Реакцією передачі для турбогенератора можна зневажити. Для розрахунку приймемо найгірший випадок, коли напрямки сил G і T збігаються.

Для визначення твердості вала з урахуванням східчастої форми необхідно скласти і заповнити таблицю 4.1.

Таблиця 4.1.

До розрахунку вала турбогенератора на твердість.

Перетин	d_i , м	J_i , $\times 10^{-6} \text{ м}^4$	y_i , м	$y_i^3 - y_{(i-1)}^3$, м^3	$\frac{y_i^3 - y_{i-1}^3}{J_i}$, м^{-1}
Ділянка b					
1b	0.28	812	0.275	0.021	25.61
2b	0.32	3400	0.738	0.381	112.1
3b	0.28	812	0.794	0.099	121.45
					$S_b = 259.16$
Ділянка a					
1a	0.27	678	0.24	0.014	20.39
2a	0.28	812	0.71	0.344	461.8
					$S_a = 482.2$

Номінальний обертаючий момент приводного двигуна

$$M_n = \frac{P_n \cdot 10^3}{\eta \cdot \left(\frac{\pi \cdot n}{30} \right)} = \frac{6000 \cdot 10^3}{0.98 \cdot \left(\frac{\pi \cdot 3000}{30} \right)} = 1.95 \cdot 10^4 \text{ Н} \cdot \text{м.}$$

Прогин вала всередині сердечника під дією сили G на підставі таблиці 4.1:

$$f_G = \frac{G}{3 \cdot E \cdot l} \cdot (S_a \cdot b^2 + S_b \cdot a^2) = \frac{6.86 \cdot 10^4}{3 \cdot 20.6 \cdot 3.6} \cdot (482.2 \cdot 1.85 + 259.16 \cdot 1.75) = 7.5 \cdot 10^{-5} \text{ м};$$

де $E = 20.6 \cdot 10^{10} \text{ Н/м}^2$ – модуль пружності;

$l = 3.6 \text{ м}$ – відстань між опорами вала (між підшипниками).

Первісний зсув ротора під дією ваги

$$e_0 = 0.1 \cdot \delta + f_G = 0.1 \cdot 0.002 + 7.5 \cdot 10^{-6} = 2.075 \cdot 10^{-4} \text{ м.}$$

Цей зсув викликає поява сили магнітного притягання, що визначається за формулою

$$T_0 = 10^3 \cdot D \cdot l_\delta \cdot \frac{e_0}{\delta} = 10^3 \cdot 0.53 \cdot 2.113 \cdot \frac{2.075 \cdot 10^{-4}}{0.002} = 116.2 \text{ Н.}$$

Прогин вала під дією магнітного притягання, викликаного початковим зсувом ротора, пропорційний прогину від ваги ротора

$$f_T = f_G \cdot \frac{T_0}{G} = 7.5 \cdot 10^{-5} \cdot \frac{116.2}{6.86 \cdot 10^4} = 1.27 \cdot 10^{-7} \text{ м.}$$

Визначимо співвідношення між первісним прогином вала під дією магнітного притягання і зсувом ротора

$$m = \frac{f_T}{e_0} = \frac{1.27 \cdot 10^{-7}}{2.075 \cdot 10^{-4}} = 6.12 \cdot 10^{-4}.$$

Сталий прогин від магнітного притягання

$$f_M = \frac{f_T}{1 - m} = \frac{1.27 \cdot 10^{-7}}{1 - 6.12 \cdot 10^{-4}} \approx 1.271 \cdot 10^{-7} \text{ м.}$$

Результуючий прогин вала

$$f = f_G + f_M = 7.5 \cdot 10^{-5} + 0.0127 \cdot 10^{-5} = 7.513 \cdot 10^{-5} \text{ м.}$$

Результуючий прогин вала складає 3.7% повітряного зазору, що задовольняє умовам безпечної роботи генератора.

При розрахунку на міцність перевіряємо приведені напруги в галтелях на ділянках вала **a** і **b** між центром ваги ротора та центрами підшипників з розмірами:

$$\mathbf{a} = 1.75 \text{ м};$$

$$\mathbf{b} = 1.85 \text{ м.}$$

Реакція опори в точці **В** центра підшипника з боку привода:

$$R_B = (G + T_0) \cdot \frac{b}{l} = (6.86 \cdot 10^4 + 116.2) \cdot \frac{1.85}{3.6} = 3.53 \cdot 10^4 \text{ Н.}$$

Реакція опори в точці **A** центра підшипника з іншого боку:

$$R_A = (G + T_0) \cdot \frac{a}{l} = (6.86 \cdot 10^4 + 116.2) \cdot \frac{1.75}{3.6} = 3.34 \cdot 10^4 \text{ Н.}$$

Для визначення міцності вала в галтелях на ділянках **a** и **b** складемо таблицю 4.2.

Таблиця 4.2.

Визначення механічних напруг на ділянках **a** і **b**.

Перетин	$M_{изг},$ Н·м	$M_{вр},$ Н·м	$W,$ $м^3$	$\sigma,$ $Н/м^2$
Ділянка <i>b</i>				
1b	$9.71 \cdot 10^3$	$6.24 \cdot 10^4$	$2.2 \cdot 10^{-3}$	$2.877 \cdot 10^7$
2b	$2.605 \cdot 10^4$		$3.28 \cdot 10^{-3}$	$2.064 \cdot 10^7$
3b	$2.803 \cdot 10^4$		$2.2 \cdot 10^{-3}$	$3.116 \cdot 10^7$
Ділянка <i>a</i>				
1a	$8.02 \cdot 10^3$	$6.24 \cdot 10^4$	$1.97 \cdot 10^{-3}$	$3.196 \cdot 10^7$
2a	$2.371 \cdot 10^4$		$2.2 \cdot 10^{-3}$	$3.041 \cdot 10^7$

Згинальний момент

$$M_{изг i} = R_{A,B} \cdot y_i, [\text{Н} \cdot \text{м}].$$

Обертаючий момент:

$$M_{вр i} = \alpha \cdot K \cdot M_H, [\text{Н} \cdot \text{м}].$$

де $\alpha=0.8$ – відношення напруги, що допускається, при вигині до подвоєної напруги, що допускається, при крутінні;

$K=4$ – коефіцієнт перевантаження для машин з'єднаних із приводною турбіною.

Момент опору при вигині

$$W_i = 0.1 \cdot d_i^3, [\text{м}^3].$$

Приведена напруга при спільній дії вигину і крутіння

$$\sigma_i = \frac{\sqrt{M_{изгi}^2 + M_{врi}^2}}{W_i}, [\text{Н/м}^2].$$

Напруги, що допускаються, на вигин і крутіння для легованих сталей

$$[\sigma] = 1000 \div 800 \text{ МН/м}^2.$$

Максимальна отримана напруга в галтелях на ділянках **a** і **b**

$$\sigma_{\max} = 31.96 \text{ МН/м}^2 < [\sigma].$$

4.3. Розрахунок магнітного кола та ємності початкового самозбудження

Розрахунок магнітного кола машини необхідний для визначення намагнічуювальної сили, необхідної для створення в робочому зазорі машини магнітного потоку, що може навести в обмотці статора задану ЕРС.

Картина розподілу окремої силової лінії магнітного поля в двохполюсному асинхронному генераторі приведена на рис. 4.2.

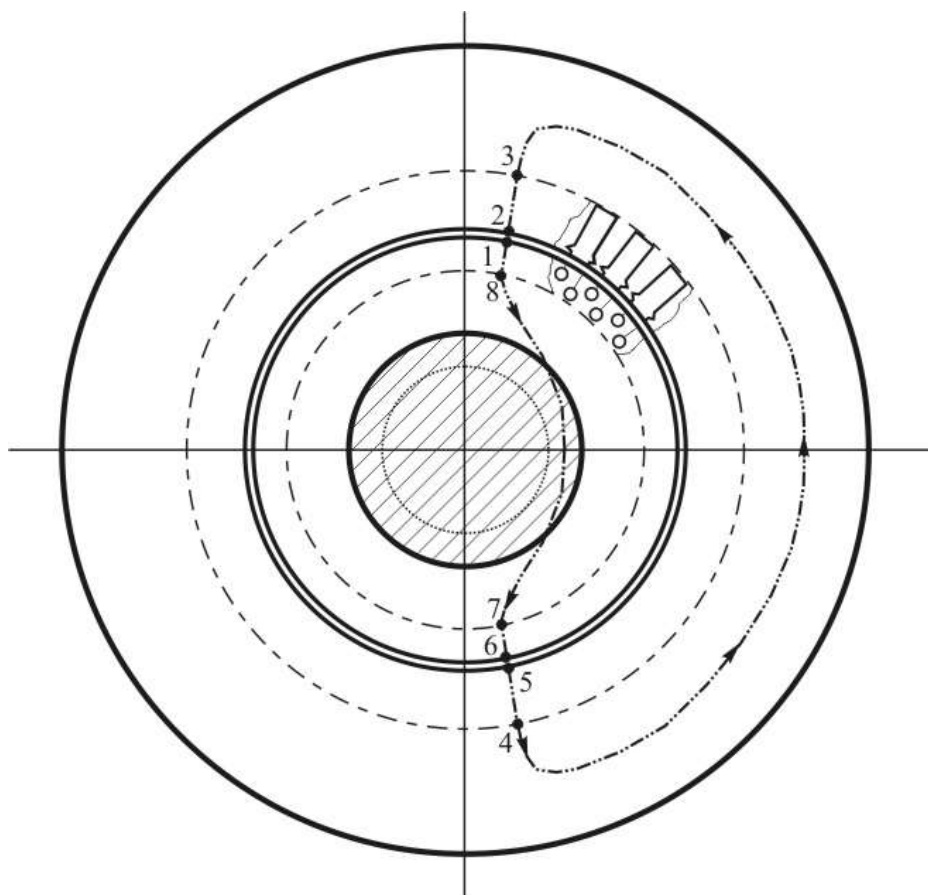


Рис. 4.2. Магнітне коло двохполюсної асинхронної машини з урахуванням проникнення магнітного потоку у вал з магнітного матеріалу

Магнітне коло розбивається на наступні ділянки: робочий зазор, зубцеві зони ротора і статора, ярмо ротора і статора. Для кожної з ділянок знаходиться значення магнітної індукції B , користуючись кривою намагнічування для електротехнічної сталі (рис. 4.3) визначається напруженість магнітного поля $H=f(B)$ на даній ділянці. Після визначається сила, що намагнічує F_i для поточної ділянки. Підсумував магнітні напруги всіх ділянок одержимо сумарну магніторушійну (силу МРС) F_Σ магнітного кола машини

$$F_\Sigma = F_{12} + F_{23} + F_{34} + F_{45} + F_{56} + F_{67} + F_{78} + F_{81},$$

де $F_{12}=F_{56}=F_\delta$ – МРС повітряного зазору;

$F_{23}=F_{45}=F_{zS}$ – МРС зубцевої зони статора;

$F_{67}=F_{81}=F_{zR}$ – МРС зубцевої зони ротора;

$F_{78}=F_R$, $F_{34}=F_S$ – МРС ярма ротора и статора відповідно.

Після перетворення отримаємо вираз

$$F_\Sigma = 2 \cdot F_\delta + 2 \cdot F_{zR} + 2 \cdot F_{zS} + F_S + F_R, [A].$$

B , Тл

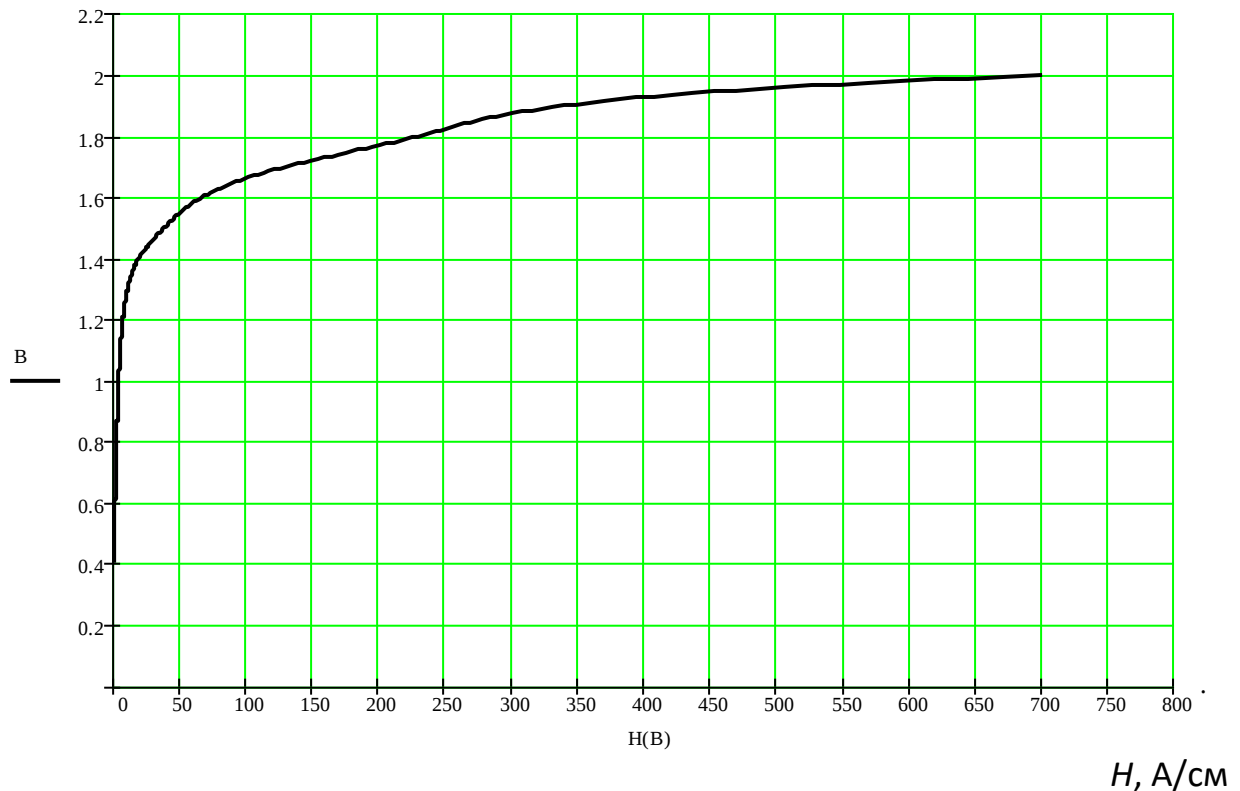


Рис. 4.3. Крива намагнічування для електротехнічної сталі марки Е43

Визначимо магнітну напругу в повітряному зазорі.

Магнітний потік у повітряному зазорі

$$\Phi_{\delta} = \alpha_{\delta} \cdot B_{\delta} \cdot S_{\delta}, [\text{Вб}],$$

де $S_{\delta} = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot D \cdot l_{\delta}$ - площа, що перетинає потік,

$$\Phi_{\delta} = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot 0.53 \cdot 0.715 \cdot 0.65 \cdot 2.113 = 0.818 \text{ Вб.}$$

Напруженість магнітного поля в повітряному зазорі

$$H_{\delta} = \frac{B_{\delta}}{\mu_0} = \frac{0.65}{4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}} = 5.173 \cdot 10^5 \text{ А/м.}$$

Магнітна напруга робочого зазору:

$$F_{\delta} = H_{\delta} \cdot \delta = 5.173 \cdot 10^5 \cdot 0.002 = 1035 \text{ А.}$$

Визначимо магнітну напругу пазової зони ротора.

Параметри, що визначають геометрію пазів ротора:

$$a=0.011 \text{ м}; \quad b_1=0.04 \text{ м.}$$

Максимальна розрахункова індукція в зубці ротора

$$B_{zR} = \frac{B_{\delta} \cdot b_1}{2 \cdot a \cdot K_C} = \frac{0.65 \cdot 0.04}{2 \cdot 0.011 \cdot 0.95} = 1.244 \text{ Тл.}$$

Напруженість магнітного поля в пазовій зоні ротора по кривій намагнічування (рис. 4.3) для листової електротехнічної сталі марки Е43

$$H_{zR} = 8.535 \text{ А/м.}$$

Висота пазової зони ротора: $h_{zR} = 0.042 \text{ м.}$

Магнітна напруга пазової зони ротора

$$F_{zR} = h_{zR} \cdot H_{zR} = 0.042 \cdot 8.535 = 0.358 \text{ А.}$$

Визначимо магнітну напругу в ярмі ротора з урахуванням проникнення магнітного потоку у вал.

Значення індукції в ярмі ротора:

$$B_R = \frac{\pi \cdot D \cdot B_{\delta} \cdot \alpha_{\delta}}{4 \cdot K_C \cdot p \cdot (h_{яR} + h_{np})} = \frac{\pi \cdot 0.53 \cdot 0.65 \cdot 0.715}{4 \cdot 0.95 \cdot 1 \cdot (0.083 + 0.033)} = 1.756 \text{ Тл};$$

де $h_{яR} = 0.083 \text{ м}$ – висота ярма ротора;

$h_{np} = 0.033 \text{ м}$ – глибина проникнення магнітного потоку у вал ротора.

Напруженість магнітного поля в ярмі ротора:

$$H_R = f(B_R) = 185.84 \text{ А/м.}$$

Середня довжина індукційних ліній у ярмі ротора:

$$l_R = \frac{\pi \cdot \left[D - 2 \cdot \left(h_{zR} + \delta + \frac{h_{яR}}{2} \right) \right]}{2 \cdot p} = \frac{\pi \cdot \left[0.53 - 2 \cdot \left(0.042 + 0.002 + \frac{0.083}{2} \right) \right]}{2 \cdot 1} = 0.564 \text{ м.}$$

Магнітна напруга в ярмі ротора

$$F_R = H_R \cdot l_R = 185.84 \cdot 0.564 = 104.8 \text{ А.}$$

Визначимо магнітну напругу пазової зони статора.

Шаг обмотки статора

$$y = \beta \cdot \tau = \frac{5}{6} \cdot \tau.$$

Коефіцієнт скорочення обмотки статора

$$k_y = \sin\left(\frac{\pi \cdot \beta}{2}\right) = \sin\left(\frac{\pi \cdot 5/6}{2}\right) = 0.966.$$

Коефіцієнт розподілу обмотки

$$k_p = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot m}\right)}{q_s \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot q_s \cdot m}\right)} = \frac{\sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot 3}\right)}{6 \cdot \sin\left(\frac{\pi}{2 \cdot 6 \cdot 3}\right)} = 0.956.$$

Обмотковий коефіцієнт

$$k_{o\phi} = k_y \cdot k_p = 0.966 \cdot 0.956 = 0.924.$$

У зубцях і ярмі статора потік буде більше на деяку частину потоку розсіювання, тому при розрахунку магнітних напруг цих ділянок магнітного кола будемо виходити з потоку

$$\Phi_s = \frac{3 \cdot \Phi}{1 + 2 \cdot k_E} = \frac{3 \cdot 0.818}{1 + 2 \cdot 0.987} = 0.825 \text{ Вб},$$

де $k_E = 1 - 27 \cdot \frac{\delta}{\tau \cdot q_s \cdot k_{o\phi}^2} = 1 - 27 \cdot \frac{0.002}{0.833 \cdot 6 \cdot 0.924^2} = 0.987$ - коефіцієнт розсіювання.

Висота пазової зони статора

$$h_{zs} = 0.081 \text{ м.}$$

Число пазів статора

$$Z_s = 36 \text{ пазів.}$$

Зубцевий крок статора

$$t_s = \frac{\pi \cdot D}{Z_s} = \frac{\pi \cdot 0.53}{36} = 0.046.$$

Мінімальний перетин зубця статора

$$b_3 = 0.018 \text{ м.}$$

Розрахункова максимальна індукція в зубці статора з обліком мінімального перетину

$$B_{zS} = \frac{B_{\delta} \cdot t_S}{K_C \cdot b_3} = \frac{0.65 \cdot 0.046}{0.95 \cdot 0.018} = 1.758 \text{ Тл.}$$

Напруженість магнітного поля в зубці статора.

$$H_{zS} = f(B_{zS}) = 188.545 \text{ А/м.}$$

Магнітна напруга зубцевої зони статора

$$F_{zS} = H_{zS} \cdot h_{zS} = 188.545 \cdot 0.081 = 15.27 \text{ А.}$$

Визначимо магнітну напругу ярма статора.

Висота ярма статора

$$h_{яS} = 0.15 \text{ м.}$$

Індукція в ярмі статора

$$B_S = \frac{1.1 \cdot \Phi_S}{2 \cdot h_{яS} \cdot l_{\delta} \cdot K_C} = \frac{1.1 \cdot 0.825}{2 \cdot 0.15 \cdot 2.113 \cdot 0.95} = 1.506 \text{ Тл.}$$

Середня довжина індукційних ліній у ярмі статора

$$l_S = \frac{\pi \cdot \left[D + 2 \cdot \left(h_{zS} + \frac{h_{яS}}{2} \right) \right]}{2 \cdot p} = \frac{\pi \cdot \left[0.53 + 2 \cdot \left(0.081 + \frac{0.15}{2} \right) \right]}{2 \cdot 1} = 1.323 \text{ м.}$$

Напруженість магнітного поля в ярмі статора

$$H_S = f(B_S) = 39.84 \text{ А/м.}$$

Магнітна напруга ярма статора

$$F_S = H_S \cdot l_S = 39.84 \cdot 1.323 = 52.7 \text{ А.}$$

Сумарна магнітна напруга всього магнітного ланцюга машини

$$\begin{aligned} F_{\Sigma} &= 2 \cdot F_{\delta} + 2 \cdot F_{zR} + 2 \cdot F_{zS} + F_R + F_S = \\ &= 2 \cdot 1035 + 2 \cdot 0.358 + 2 \cdot 15.27 + 104.8 + 52.7 = 2258 \text{ А.} \end{aligned}$$

Побудова характеристики неробочого руху асинхронної машини.

Задаючи різні значення магнітного потоку і визначивши для кожного значення потоку сумарні МРС магнітного кола можна побудувати магнітну характеристику машини $\Phi = f(F_{\Sigma})$. Так як ЕРС машини при постійній швидкості обертання пропорційна потоку Φ , а F_{Σ} пропорційна струму I_{μ} , що намагнічує, то крива $\Phi = f(F_{\Sigma})$ при масштабі напруги уявляє собою характеристику неробочого руху.

При розрахунку за вихідні параметри приймалося значення індукції в робочому зазорі: $B_{\delta}=(0.2 \dots 1.2) \cdot B_{\delta n}$; вихідним параметром було значення МРС усього магнітного ланцюга машини. Результати розрахунку зведені в таблицю 4.3.

Таблиця 4.3.

Показники характеристики неробочого руху

$B_{\delta}, Tл$	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
$\Phi, Вб$	0.126	0.252	0.377	0.503	0.629	0.755	0.88	1.006
F_{Σ}, A	322	639	959	1282	1611	1990	2567	4806

На підставі виконаного розрахунку можна побудувати магнітну характеристику машини (рис. 4.4).

Фазна ЕРС, що наведена в обмотці статора

$$E = 4 \cdot k_B \cdot f \cdot W \cdot \Phi \cdot k_{o\delta}, [B],$$

де $W=12$ – число витків статорної обмотки;

$k_B=1.11$ – коефіцієнт форми кривої поля;

$f=50 Гц$ – частота напруги, що генерується електроенергії.

Намагнічувальний струм генератора

$$I_{\mu} = \frac{p \cdot F_{\Sigma}}{m \cdot W \cdot k_{o\delta}}, [A].$$

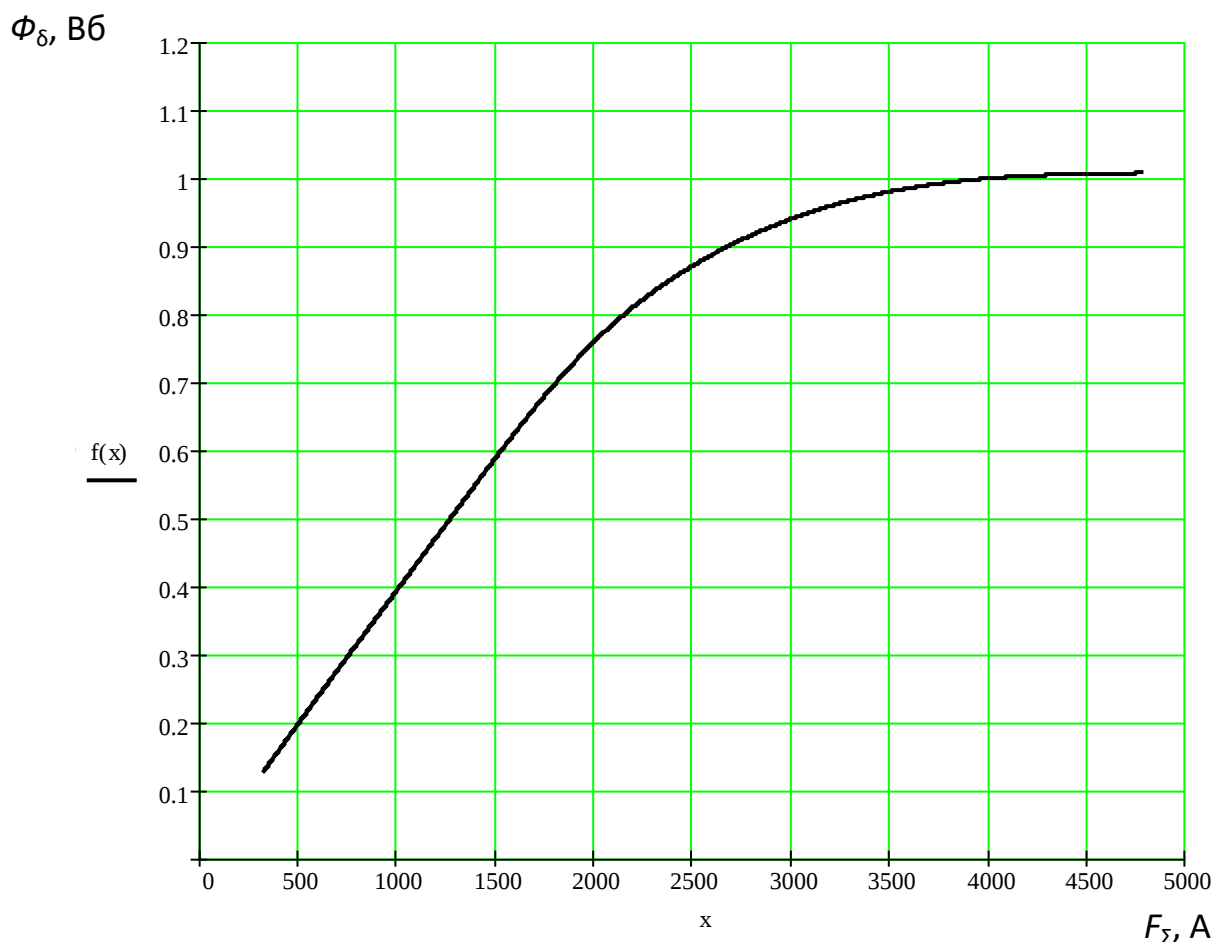


Рис. 4.4. Магнітна характеристика асинхронної машини

На рис. 4.5 представлена характеристика неробочого руху асинхронної машини. Для кожного значення I_μ можна підрахувати індуктивний опір ланцюга намагнічування X_μ (рис. 4.6).

Індуктивний опір контуру намагнічування при холостому ході генератора по рис. 4.6:

$$X_{\mu 0} = \frac{E_{\Phi 0}}{I_{\mu 0}} = \frac{2020}{67.6} = 29.8 \text{ Ом.}$$

Ємність блоку конденсаторів зменшується з ростом напруги і частоти, однак зі збільшенням робочої напруги збільшується маса конденсаторів.

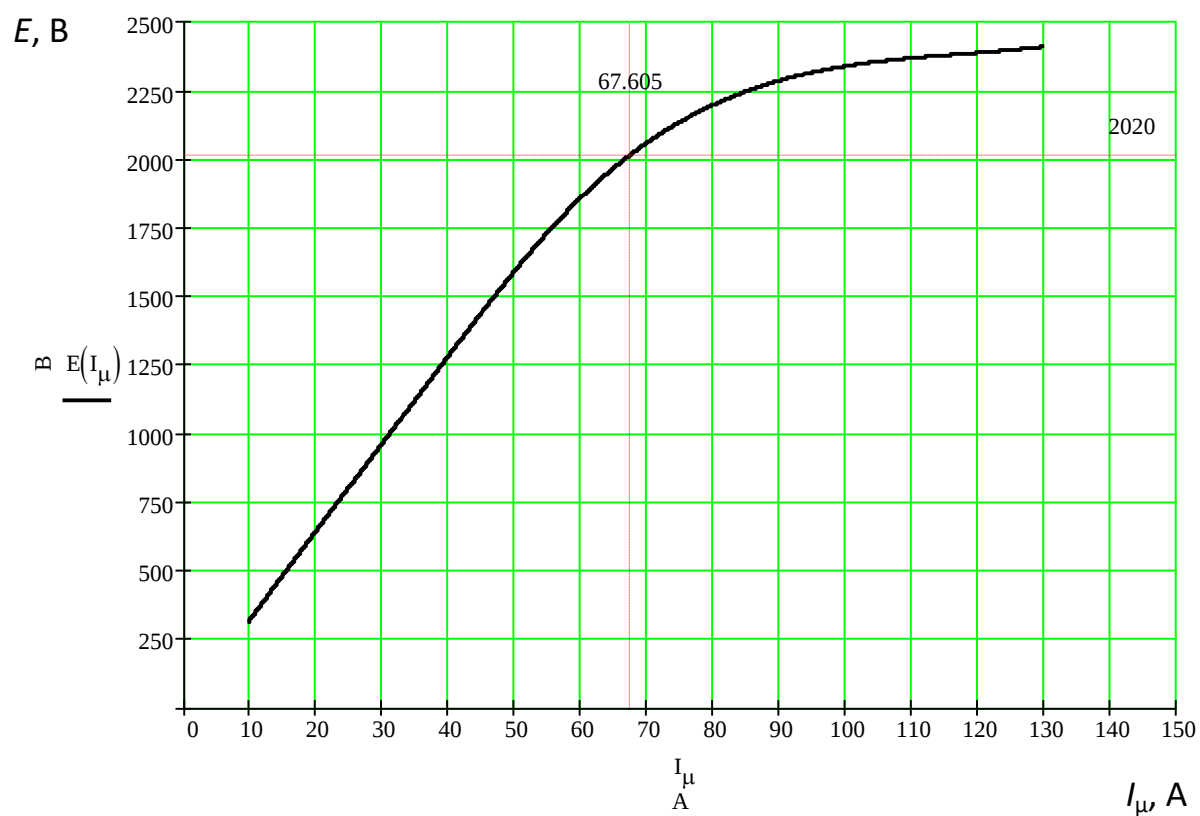


Рис. 4.5. Характеристика неробочого руху асинхронної машини

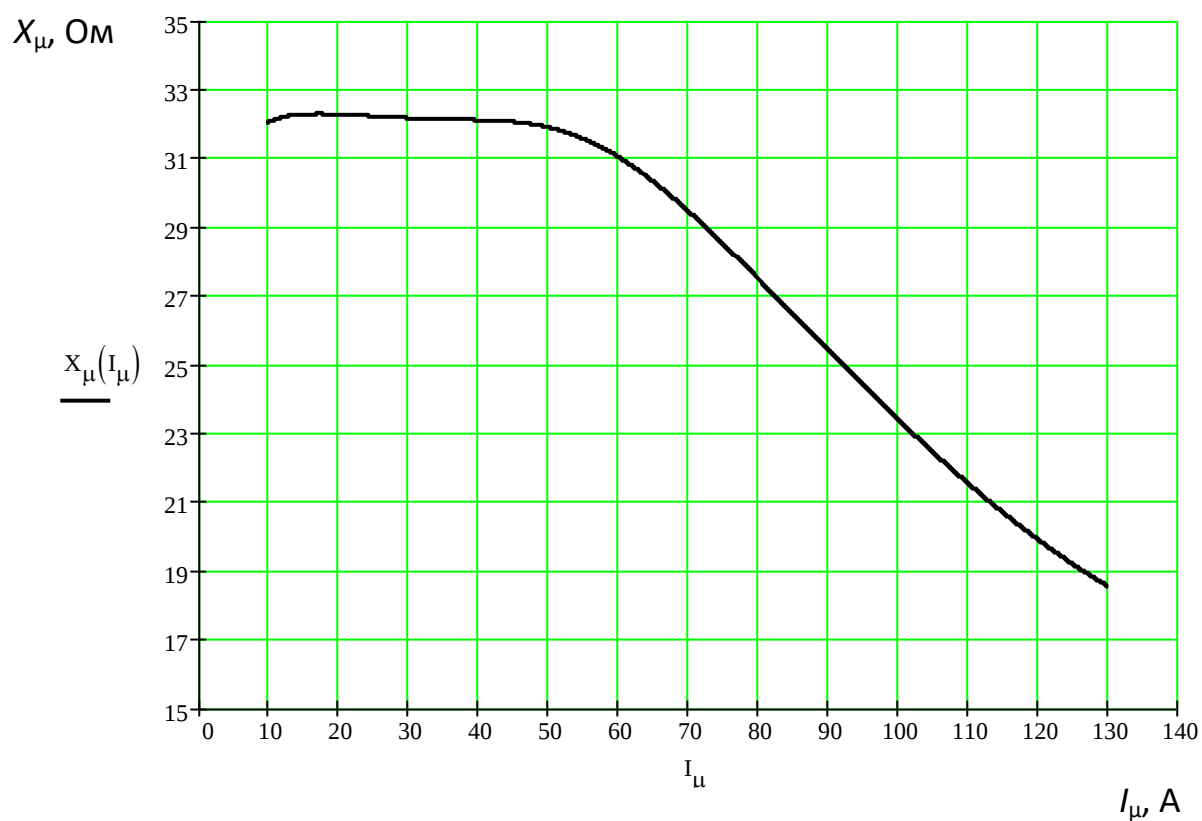


Рис. 4.6. Залежність $X_\mu = f(I_\mu)$

При відомих розрахункових параметрах генератора ємність конденсаторів при з'єднанні їх у зірку

$$C = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot f \cdot (X_{\text{спас}} + X_{\mu 0})} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot 50 \cdot (19.14 \cdot 10^{-3} + 29.8)} = 1.067 \cdot 10^{-4} \text{ Ф.}$$

Ємність конденсаторів для самозбудження асинхронного генератора порівняно невелика і складає порядку 107 мкФ , що позитивно позначиться на масі і габаритах конденсаторної батареї. Орієнтована маса батареї при використанні конденсаторів типу К75-10, у ланцюгах перемінного струму, що є найкращими для роботи:

$$M = k_C \cdot U_{H\Phi}^2 \cdot C = 1.2 \cdot 2020 \cdot 107 \cdot 10^{-6} = 0.26 \text{ кг.}$$

де $k_C = 1.2 \text{ кг/В}^2 \cdot \text{Ф}$ – коефіцієнт пропорційності для використовуваного типу конденсаторів.

4.4. Розрахунок параметрів та втрат

Визначення активних опорів обмоток

Опір фази статорної обмотки

$$r_s = \rho \frac{L_s}{s_c a_s}, [\text{Ом}],$$

де $a_s = 2$ – число паралельних віток статорної обмотки;

$\rho = 1.68 \cdot 10^{-8} \text{ Ом} \cdot \text{м}$ – питомий опір міді;

s_c – переріз ефективного провідника,

$$s_c = s_{el} n_{el}, [\text{м}^2],$$

$s_{el} = 2.5 \cdot 12.8 = 32 \text{ мм}^2$ – переріз елементарного провідника;

$n_{el} = 4$ – число елементарних провідників в ефективному;

$$s_c = 32 \cdot 4 = 128 \text{ мм}^2 = 0.128 \cdot 10^{-3} \text{ м}^2;$$

L_s – довжина провідників фази на одну паралельну вітку,

$$L_s = 2Wl_{cp} = 2 \cdot 12 \cdot 3.33 = 80 \text{ м.}$$

Визначається r_s

$$r_s = 1.68 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{80}{0.128 \cdot 10^{-3} \cdot 2} = 0.0052 \text{ Ом.}$$

Активний опір короткозамкненого ротора

$$r_R = r_C + \frac{2r_K}{\Delta^2}, [\text{Ом}],$$

де r_C – опір стрижня;

r_K – опір частини кільця між сусідніми стержнями,

$$\Delta = 2 \sin\left(\frac{\pi p}{2Z_R}\right) = 2 \sin\left(\frac{\pi \cdot 1}{2 \cdot 46}\right) = 0.068;$$

$$r_C = \rho \frac{l_\delta}{s_C} = 1.68 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{2.113}{0.95 \cdot 10^{-4}} = 3.74 \cdot 10^{-4} \text{ Ом,}$$

де $s_C = \frac{\pi d^2}{4} = \frac{\pi \cdot 0.011^2}{4} = 0.95 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$ – переріз стержня в пазах ротора.

Визначається r_K

$$r_K = \rho \frac{b_2}{s_K} = 1.68 \cdot 10^{-8} \cdot \frac{0.022}{0.18 \cdot 10^{-3}} = 0.2 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2,$$

де $s_K = 180 \text{ мм}^2$ – переріз короткозамикаючого кільця;

$b_2 = 0.022 \text{ м}$ – відстань між центрами пазів на роторі.

Визначається величина r_R

$$r_R = 3.74 \cdot 10^{-4} + \frac{2 \cdot 0.2 \cdot 10^{-5}}{0.068^2} = 12.4 \cdot 10^{-4} \text{ Ом.}$$

Коефіцієнт приведення параметрів білкової клітки до обмотки статора

$$\nu = \frac{m}{Z_R} (2Wk_{oo})^2 = \frac{3}{46} \cdot (2 \cdot 12 \cdot 0.924)^2 = 32.$$

Приведений опір обмотки ротора

$$r'_R = r_R \cdot \nu = 12.4 \cdot 10^{-4} \cdot 32 = 0.04 \text{ Ом.}$$

Визначення індуктивних опорів обмоток

Пазове розсіяння обмоток.

Для прямокутних пазів статора

$$\lambda_{\text{пс}} = \frac{h_1 - h_4}{3b_{\text{п}}} k_{\beta} + \frac{h'_2}{b_{\text{п}}} k'_{\beta} + \frac{h_4}{4b_{\text{п}}},$$

де $h_4 = 0.005$ м - товщина між шарової прокладки;

$$h_1 = 2H + h_4 = 2 \cdot 0.03 + 0.005 = 0.065 \text{ м};$$

$$b_{\text{п}} = 0.024 \text{ м} - \text{ширина паза};$$

$$h'_2 = h_{\text{ш}} + h_{\text{кл}} + h_{\text{тр}} = 0.001 + 0.008 + 0.001 = 0.01 \text{ м};$$

$$k'_{\beta} = \frac{1 + 3\beta}{4} = \frac{1 + 3 \cdot \frac{5}{6}}{4} = 0.875;$$

$$k_{\beta} = \frac{1}{4} + \frac{3}{4} k'_{\beta} = 0.25 + \frac{3 \cdot 0.875}{4} = 0.906,$$

$$\lambda_{\text{пс}} = \frac{0.065 - 0.005}{3 \cdot 0.024} \cdot 0.906 + \frac{0.01}{0.024} \cdot 0.875 + \frac{0.005}{4 \cdot 0.024} = 1.17.$$

Для короткозамкнутої обмотки ротора у вигляді білячої клітки і для круглих пазів з двохранним розташуванням провідності пазового розсіювання

$$\lambda_{\text{ИР}} = \lambda'_{\text{ИР}} + \lambda''_{\text{ИР}},$$

де $\lambda'_{\text{ИР}}$ – коефіцієнт пазового розсіювання для верхнього ряду пазів;

$\lambda''_{\text{ИР}}$ – коефіцієнт пазового розсіювання для нижнього ряду пазів.

Визначимо $\lambda'_{\text{ИР}}$ і $\lambda''_{\text{ИР}}$:

$$\lambda'_{\text{ИР}} = \left(0.785 - \frac{b_3}{2d} \right) + \frac{h_{\text{ш}}}{b_3} = \left(0.785 - \frac{0.002}{2 \cdot 0.011} \right) + \frac{0.002}{0.002} = 1.69;$$

$$\lambda''_{\text{ИР}} = \left(0.785 - \frac{b_3}{2d} \right) + \frac{h_{\text{ш}} + h_p}{b_3} = \left(0.785 - \frac{0.002}{2 \cdot 0.011} \right) + \frac{0.002 + 0.028}{0.002} = 15.69;$$

$$\lambda_{\text{ИР}} = \lambda'_{\text{ИР}} + \lambda''_{\text{ИР}} = 1.69 + 15.69 = 17.38.$$

Диференційне розсіювання.

Провідність диференційного розсіювання обмотки статора

$$\lambda_{\partial s} = \frac{0.9 \cdot t_s (q_s k_{\partial \partial}) \rho_{\partial s} k_{\text{ш}}}{\delta k_{\delta}} \sigma_{\partial s}.$$

Провідність диференційного розсіювання білячої клітки ротора

$$\lambda_{\partial R} = \frac{0.9 \cdot t_R \cdot \left(\frac{Z_R}{2 \cdot m \cdot p} \right) \cdot \rho_{\partial R}}{\delta \cdot k_\delta} \cdot \sigma_{\partial R},$$

де k_δ – коефіцієнт Картера;

$$k_\delta = \frac{t_S + 10 \cdot \delta}{\left(\frac{\pi \cdot D}{Z_R} \right) + 10 \cdot \delta} = \frac{0.046 + 10 \cdot 0.002}{\left(\frac{\pi \cdot 0.53}{46} \right) + 10 \cdot 0.002} = 1.17;$$

$\sigma_{\partial S} = 0.0024$, $\sigma_{\partial R} = 0.0022$ – коефіцієнти, що характеризують диференціальне розсіювання статорної і роторної обмоток відповідно:

$$\rho_{\partial S} = 0.48, \quad \rho_{\partial R} = 1;$$

$$k_{ui} = 1 - 0.033 \cdot \frac{b_{II}^2}{t_S \cdot \delta} = 1 - 0.033 \cdot \frac{0.024^2}{0.046 \cdot 0.002} = 0.793;$$

$$\lambda_{\partial S} = \frac{0.9 \cdot 0.046 \cdot (6 \cdot 0.924)^2 \cdot 0.48 \cdot 0.793}{0.002 \cdot 1.17} \cdot 0.0024 = 0.496;$$

$$\lambda_{\partial R} = \frac{0.9 \cdot 0.036 \cdot \left(\frac{46}{3 \cdot 2} \right)^2 \cdot 1}{0.002 \cdot 1.02} \cdot 0.0022 = 2.05.$$

Визначимо розсіювання лобових частин.

Для двохшарової петльової обмотки:

$$\lambda_{JS} = 0.34 \cdot \frac{q_S}{l_\delta} \cdot (l_{cpI} - 0.64 \cdot \beta \cdot \tau) = 0.34 \cdot \frac{6}{2.113} \cdot (1.22 - 0.64 \cdot 0.69) = 0.75.$$

Для короткозамкненої обмотки ротора, якщо короткозамикаючі кільця відставлені от стали ротора (рис. 4.7):

$$\lambda_{JR} = \frac{2.3 \cdot D_K}{Z_R \cdot \Delta^2 \cdot l_\delta} \cdot \lg \left(\frac{4.7 \cdot D_K}{2 \cdot (a + b)} \right),$$

де $D_K = 0.52$ м – зовнішній діаметр короткозамикаючого кільця;

$a = h_p + d = 0.028 + 0.011 = 0.039$ м, $b = 0.02$ м – габарити прямокутника перетину обох короткозамикаючих кілець.

$$\lambda_{JIR} = \frac{2.3 \cdot 0.52}{46 \cdot 0.068^2 \cdot 2.113} \cdot \lg \left(\frac{4.7 \cdot 0.52}{2 \cdot (0.039 + 0.02)} \right) = 3.5.$$

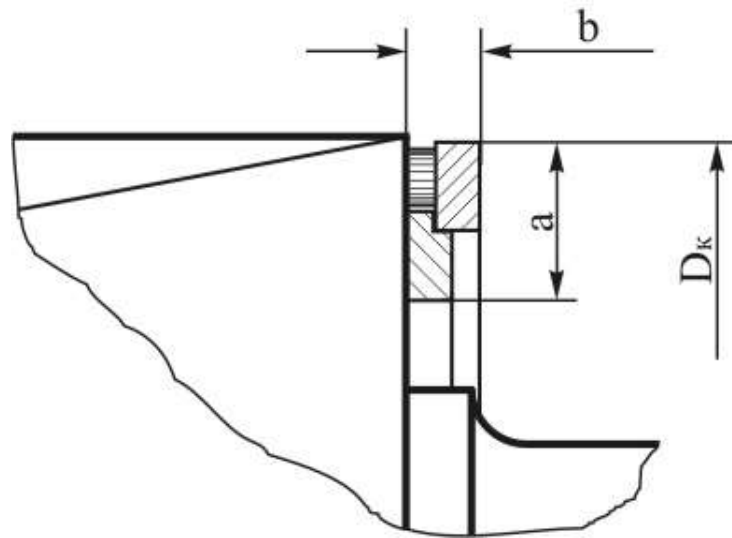


Рис. 4.7. Конфігурація короткозамикаючих кілець роторної обмотки АГ

Індуктивні опори розсіювання
статора і ротора:

$$\begin{aligned} X_{Spacc} &= 15.8 \cdot \frac{f_s}{100} \cdot \left(\frac{W}{100} \right)^2 \cdot \frac{l_\delta}{p \cdot q_s} \cdot (\lambda_{IS} + \lambda_{\partial S} + \lambda_{JS}) = \\ &= 15.8 \cdot \frac{50}{100} \cdot \left(\frac{12}{100} \right)^2 \cdot \frac{2.113}{1 \cdot 6} \cdot (1.17 + 0.496 + 0.75) = 0.096 \text{ Ом}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} X_{Rpacc} &= 7.9 \cdot f_s \cdot l_\delta \cdot (\lambda_{IR} + \lambda_{\partial R} + \lambda_{JR}) = \\ &= 7.9 \cdot 50 \cdot 2.113 \cdot (17.38 + 2.05 + 3.5) = 19.14 \cdot 10^{-3} \text{ Ом}. \end{aligned}$$

Індуктивний опір розсіювання ротора, що приведений до обмотки статора

$$X'_{Rpacc} = v \cdot X_{Rpacc} = 32 \cdot 19.14 \cdot 10^{-3} = 0.612 \text{ Ом}.$$

Індуктивний опір взаємоіндукції

$$X_{SR} = \frac{E_H - I_{\mu 0} \cdot X'_{Rpacc}}{I_{\mu 0}} = \frac{2020 - 67.6 \cdot 0.612}{67.6} = 29.27 \text{ Ом},$$

де $E_H = 4.44 \cdot k_{об} \cdot W \cdot f \cdot \Phi_{\delta H} = 4.44 \cdot 0.924 \cdot 12 \cdot 50 \cdot 0.82 = 2020$ В – номінальне значення фазної ЕРС;

$I_{\mu 0} = 67.6 \text{ A}$ – відповідний струм, що намагнічує, за характеристикою неробочого руху (рис. 4.5).

Особливістю проектованого асинхронного генератора, що стосується втрат є те, що механічні втрати, що складаються з втрат у підшипниках ковзання і втрат на тертя обертових частин машини в наповнювачі генераторної капсули, завищені в порівнянні з машинами з повітряним охолодженням.

Втрати в підшипниках ковзання з кільцевим змащенням при питомому тиску на шийку вала $p_n = 30 \cdot 10^5 \text{ кг/м}^2$ і окружної швидкості $v_n = 40.85 \text{ м/с}$ [13]:

$$P_{\Pi} = 0.1 \cdot l_{\Pi} \cdot \sqrt{p_{\Pi} \cdot d_{\Pi} \cdot \left(1 + 4 \cdot \frac{d_{\Pi}}{l_{\Pi}}\right)} \cdot v_{\Pi}^{1.5} \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}],$$

де d_n и l_n – діаметр і довжина шийки вала,

$$P_{\Pi} = 0.1 \cdot 0.2 \cdot \sqrt{30 \cdot 10^5 \cdot 0.26 \cdot \left(1 + 4 \cdot \frac{0.26}{0.2}\right)} \cdot 40.85^{1.5} \cdot 10^{-3} = 11.48 \text{ кВт}.$$

Втрати на тертя шарів масла о гладкий ротор

$$P_{mp} = 380 \cdot D^4 \cdot l_{\delta} = 380 \cdot 0.53^4 \cdot 2.113 = 63 \text{ кВт}.$$

Основні втрати в сталі ярма статора

$$P_{CS} = 1.2 \cdot p_{CS} \cdot G_s \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}],$$

де G_s – маса ярма статора, кг;

$$p_{CS} = \rho \cdot B_{\text{яс}}^2 = 1.25 \cdot 1.502^2 = 2.82;$$

$\rho = 1.25 \text{ Вт/кг}$ – питомі втрати для сталі марки Е43.

Об'єм ярма статора

$$\begin{aligned} V_{\text{яс}} &= \frac{\pi \cdot l_{\delta}}{4} \cdot \left[(D + 2 \cdot (h_{\text{zs}} + h_{\text{яс}}))^2 - (D + 2 \cdot h_{\text{zs}})^2 \right] = \\ &= \frac{\pi \cdot 2.113}{4} \cdot \left[(0.53 + 2 \cdot (0.081 + 0.15))^2 - (0.53 + 2 \cdot 0.081)^2 \right] = 0.832 \text{ м}^3. \end{aligned}$$

Маса ярма статора

$$G_s = V_{\text{яс}} \cdot \rho_s = 0.832 \cdot 7800 = 6489.6 \text{ кг},$$

де $\rho_s = 7800 \text{ кг/м}^3$ – густина електротехнічної сталі.

$$P_{CS} = 1.2 \cdot 2.82 \cdot 6489.6 \cdot 10^{-3} = 21.96 \text{ кВт}.$$

Втрати в сталі зубців статора:

$$P_{CzS} = 1.6 \cdot p_{Cz} \cdot G_{zS} \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}],$$

де G_{zS} – маса стали зубців статора;

$$p_{Cz} = \rho \cdot B_{zS}^2 = 1.25 \cdot 1.72^2 = 3.7.$$

Об'єм зубців статора

$$V_{zS} = \frac{\pi \cdot l_{\delta}}{8} \cdot [(D + 2 \cdot h_{zS})^2 - D^2] = \frac{\pi \cdot 2.113}{8} \cdot [(0.53 + 2 \cdot 0.081)^2 - 0.53^2] = 0.157 \text{ м}^3.$$

Маса стали зубців статора

$$G_{zS} = \rho_S \cdot V_{zS} = 7800 \cdot 0.157 = 1224.6 \text{ кг}.$$

Втрати в сталі зубців статора

$$P_{CzS} = 1.6 \cdot 3.7 \cdot 1224.6 \cdot 10^{-3} = 7.25 \text{ кВт}.$$

Додаткові втрати неробочого руху.

Питомі поверхневі втрати статора і ротора:

$$p_{\text{нов}S(R)} = 0.5 \cdot k_0 \cdot \left(\frac{Z_{R(S)} \cdot n}{10000} \right)^{1.5} \cdot (10 \cdot B_0 \cdot t_{R(S)})^2 \cdot 10^3, [\text{Вт/м}^2],$$

де $k_0=1.7$ – коефіцієнт пропорційності [13];

B_0 – пульсацій на складова індукції,

$$B_0 = 0.37 \cdot k_{\delta} \cdot B_{\delta} = 0.37 \cdot 1.22 \cdot 0.65 = 0.245 \text{ Тл};$$

$$p_{\text{нов}S} = 0.5 \cdot 1.7 \cdot \left(\frac{46 \cdot 3000}{10000} \right)^{1.5} \cdot (10 \cdot 0.245 \cdot 0.036)^2 \cdot 10^3 = 340 \text{ Вт/м}^2;$$

$$p_{\text{нов}R} = 0.5 \cdot 1.7 \cdot \left(\frac{36 \cdot 3000}{10000} \right)^{1.5} \cdot (10 \cdot 0.245 \cdot 0.046)^2 \cdot 10^3 = 420 \text{ Вт/м}^2.$$

Поверхневі втрати статора

$$\begin{aligned} P_{\text{нов}S} &= 2p \cdot \tau \cdot \frac{t_S - b_{us}}{t_S} \cdot l_{\delta} \cdot p_{\text{нов}S} \cdot 10^{-1} = \\ &= 2 \cdot 1 \cdot 0.833 \cdot \frac{0.046 - 0.001}{0.046} \cdot 2.113 \cdot 0.34 \cdot 10^{-1} = 0.12 \text{ кВт}. \end{aligned}$$

Поверхневі втрати ротора:

$$P_{новR} = 2p \cdot \tau \cdot \frac{t_R - b_{uR}}{t_R} \cdot l_\delta \cdot p_{новR} \cdot 10^{-1} =$$

$$= 2 \cdot 1 \cdot 0.833 \cdot \frac{0.036 - 0.002}{0.036} \cdot 2.113 \cdot 0.42 \cdot 10^{-1} = 0.14 \text{ кВт.}$$

Пульсаційні втрати статора $P_{пульсS}$ і ротора $P_{пульсR}$:

$$P_{пульсS(R)} = 0.11 \cdot \left(\frac{Z_{R(S)} \cdot n}{1000} \cdot B_{пульсS(R)} \right)^2 \cdot G_{zS(R)} \cdot 10^{-6}, [\text{кВт}],$$

де $B_{пульсS(R)}$ – амплітуда пульсацій індукції в середньому перетині зубця; $\gamma_{S(R)}$ – коефіцієнт зазора:

$$B_{пульсS(R)} = \frac{\gamma_{S(R)} \cdot \delta}{0.02 \cdot t_{R(S)}} \cdot B_{zS(R)}, [\text{Тл}];$$

$$\gamma_{S(R)} = \frac{\left(\frac{b_{uS(R)}}{\delta} \right)^2}{5 + \frac{b_{uS(R)}}{\delta}}.$$

Значення $\gamma_{S(R)}$, $B_{пульсS(R)}$ і $P_{пульсS}$ складають:

$$\gamma_S = \frac{\left(\frac{0.001}{0.002} \right)^2}{5 + \frac{0.001}{0.002}} = 0.045;$$

$$B_{пульсS} = \frac{0.045 \cdot 0.002}{0.02 \cdot 0.036} \cdot 1.755 = 0.22 \text{ Тл};$$

$$P_{пульсS} = 0.11 \cdot \left(\frac{46 \cdot 3000}{1000} \cdot 0.22 \right)^2 \cdot 1224.6 \cdot 10^{-6} = 0.124 \text{ кВт.}$$

Маса зубців ротора:

$$G_{zR} = \frac{\pi \cdot l_\delta \cdot \rho_R}{4} \cdot \left[(D - 2 \cdot \delta)^2 - (D - 2 \cdot (\delta + h_{zR}))^2 \right] =$$

$$= \frac{\pi \cdot 2.113 \cdot 7800}{4} \cdot \left[(0.53 - 2 \cdot 0.002)^2 - (0.53 - 2 \cdot (0.002 + 0.041))^2 \right] = 943.2 \text{ кг};$$

Значення $\gamma_{S(R)}$, $B_{пульсS(R)}$ і $P_{пульсR}$ складають:

$$\gamma_R = \frac{\left(\frac{0.002}{0.002}\right)^2}{5 + \frac{0.002}{0.002}} = 0.17;$$

$$B_{\text{пульс}R} = \frac{0.17 \cdot 0.002}{0.02 \cdot 0.046} \cdot 1.103 = 0.41 \text{ Тл.}$$

$$P_{\text{пульс}R} = 0.11 \cdot \left(\frac{36 \cdot 3000}{1000} \cdot 0.41\right)^2 \cdot 943.2 \cdot 10^{-6} = 0.2 \text{ кВт.}$$

Додаткові втрати в сталі машини:

$$P_{\text{Cдоб}} = P_{\text{нов}S} + P_{\text{нов}R} + P_{\text{пульс}S} + P_{\text{пульс}R} = 0.12 + 0.14 + 0.124 + 0.2 = 0.584 \text{ кВт.}$$

Повні втрати в сталі:

$$P_{\text{C}\Sigma} = P_{\text{CS}} + P_{\text{CzS}} + P_{\text{Cдоб}} = 21.96 + 7.25 + 0.584 = 29.8 \text{ кВт.}$$

Основні електричні втрати в обмотках при неробочому русі

$$P_{\text{эл}} = m \cdot I_0^2 \cdot r_S \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}].$$

Струм неробочого руху та електричні втрати:

$$I_0 = \sqrt{I_{\mu}^2 + \left(\frac{P_H \cdot 10^3}{m \cdot U_{\text{HФ}}}\right)^2} = \sqrt{67.6^2 + \left(\frac{6000 \cdot 10^3}{3 \cdot 2020}\right)^2} = 992 \text{ А};$$

$$P_{\text{эл}} = 3 \cdot 992^2 \cdot 0.0052 \cdot 10^{-3} = 15.35 \text{ кВт.}$$

Сумарні втрати в асинхронному генераторі і ККД машини:

$$\sum P = P_{\text{эл}} + P_{\text{C}\Sigma} + P_{\text{П}} + P_{\text{ТР}} = 15.35 + 29.8 + 11.48 + 63 = 119.6 \approx 120 \text{ кВт};$$

$$\eta = 1 - \frac{\sum P}{P_H + \sum P} = 1 - \frac{120}{6000 + 120} = 0.98.$$

4.5. Розрахунок робочих характеристик

Вихідними даними для розрахунку є наступні величини:

Активний опір обмотки статора $r_S = 0.025 \text{ Ом}$.

Активний приведений опір обмотки ротора $r'_R = 0.162 \text{ Ом}$.

Індуктивний опір обмотки статора, приведений індуктивний опір ротора і опір взаємоіндукції відповідно складають: $X_S=0.1$; $X'_R=0.612$; $X_{SR}=29.27$.

Активна і реактивна складові струму при синхронній частоті обертання ротора: $I_{ca}=3.63$ А; $I_{cp}=67.6$ А.

Коефіцієнти апроксимації: $c_1=1.03$; $a=2.51 \cdot 10^{-3}$; $b=0.716$; $a'=1.07$.

Розрахунок робочих характеристик асинхронного генератора виконується по наступним формулам і залежностям:

$$R_i = a + \frac{a'}{\frac{r'_R}{s_i}}, [\text{Ом}];$$

$$X_i = b + \frac{b'}{\frac{r'_R}{s_i}}, [\text{Ом}];$$

$$z_i = \sqrt{R_i^2 + X_i^2}, [\text{Ом}];$$

$$\cos \varphi'_{2i} = \frac{R_i}{z_i};$$

$$\sin \varphi'_{2i} = \frac{X_i}{z_i};$$

$$I''_{2i} = \frac{E_H}{z_i}, [\text{А}];$$

$$I'_{2i} = c_1 \cdot I''_{2i}, [\text{А}];$$

$$I_{1ai} = I_{ca} + I''_{2i} \cdot \cos \varphi'_{2i}, [\text{А}];$$

$$I_{1pi} = I_{cp} + I''_{2i} \cdot \sin \varphi'_{2i}, [\text{А}];$$

$$I_{1i} = \sqrt{I_{1ai}^2 + I_{1pi}^2}, [\text{А}];$$

$$P_{1i} = 3 \cdot E_H \cdot I_{1ai} \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}];$$

$$P_{\mathcal{O}1i} = 3 \cdot I_{1i}^2 \cdot r_S \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}];$$

$$P_{\mathcal{O}2i} = 3 \cdot I_{2i}'^2 \cdot r'_R \cdot 10^{-3}, [\text{кВт}];$$

$$P_0 = P_{\text{мех}} + P_{\text{Cдоб}} + P_{cS}, [\text{кВт}];$$

$$\sum P_i = P_{\Sigma 1i} + P_{\Sigma 2i} + P_0, [\text{кВт}];$$

$$\eta_i = 1 - \frac{\sum P_i}{P_{1i}};$$

$$P_{2i} = P_{1i} + \sum P_i, [\text{кВт}].$$

Розрахунки за приведеними формулами виконано на ПЕОМ. Результати розрахунку зведені в таблицю 4.4.

Графіки робочих характеристик представлені на рис. 4.8, 4.9, 4.10.

Таблиця 4.4

Показники робочих характеристик

Розрахун- кова величина	s _i									
	0.02 8	0.3	0.35	0.04	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09	0.1
R _i , Ом	1.76 4	1.89 0	2.20 4	2.51 9	3.14 8	3.77 7	4.40 6	5.03 6	5.66 5	6.29 4
X _i , Ом	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6	0.71 6
z _i , Ом	1.90 4	2.02 1	2.31 8	2.61 9	3.22 9	3.84 5	4.46 4	5.08 6	5.71 0	6.33 4
cos φ' _{2i}	0.92 7	0.93 5	0.95 1	0.96 2	0.97 5	0.98 2	0.98 7	0.99 0	0.99 2	0.99 4
sin φ' _{2i}	0.37 6	0.35 4	0.30 9	0.27 4	0.22 2	0.18 6	0.16 0	0.14 1	0.12 5	0.11 3
I'' _{2i} , А	106 1	999. 4	871. 4	771. 3	625. 6	525. 4	452. 4	397. 1	353. 7	318. 8
I' _{2i} , А	106 4	100 3	874. 3	773. 8	627. 7	527. 1	453. 9	398. 4	354. 9	319. 9
I _{1ai} , А	986. 4	938. 3	832. 3	745. 8	613. 7	519. 1	450. 9	396. 4	354. 9	320. 9

	6	1	4	5	6	8	2	8	6	4
I_{1p_i}, A	466. 7	421. 8	336. 9	278. 5	206. 4	165. 5	140. 2	123. 5	111. 9	103. 6
I_{1i}, A	120 1	113 9	100 8	905. 8	757. 4	655. 5	581. 5	525. 6	481. 8	446. 8
$P_{1i}, \text{кВт}$	597 9	568 5	504 5	451 8	371 9	315 0	272 8	240 5	214 9	194 2
$P_{\text{э}1i}, \text{кВт}$	10.8 2	9.72 4	7.62 1	6.15 5	4.30 3	3.22 3	2.53 7	2.07 2	1.74 2	1.49 7
$P_{\text{э}2i}, \text{кВт}$	54.3 8	48.2 6	36.6 9	28.7 4	18.9 1	13.3 3	9.89 2	7.62 1	6.04 7	4.91 3
$\sum P_i, \text{кВт}$	117. 3	110. 1	96.4 7	87.0 5	75.3 7	68.7 2	64.5 8	61.8 5	59.9 4	58.5 7
η_i	0.98 0	0.98 1	0.98 1	0.98 1	0.98 0	0.97 8	0.97 6	0.97 4	0.97 2	0.97 0
$P_{2i}, \text{кВт}$	709 6	679 6	614 1	560 5	479 4	421 9	379 3	346 7	320 9	300 1

η , в.о.

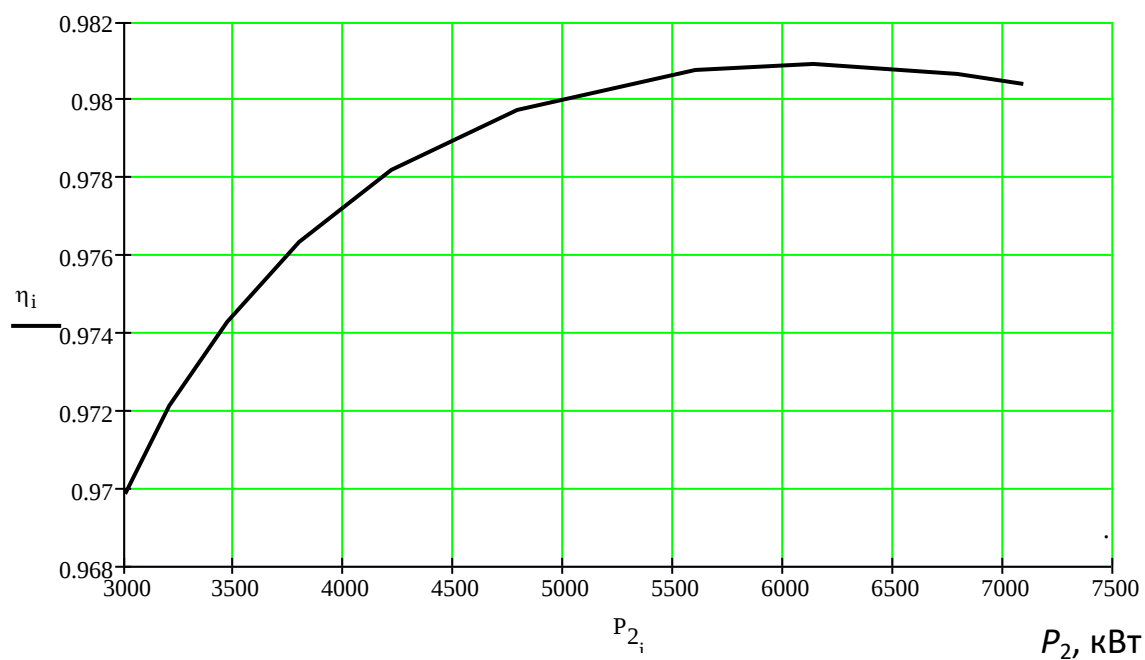


Рис. 4.8. Залежність ККД від потужності

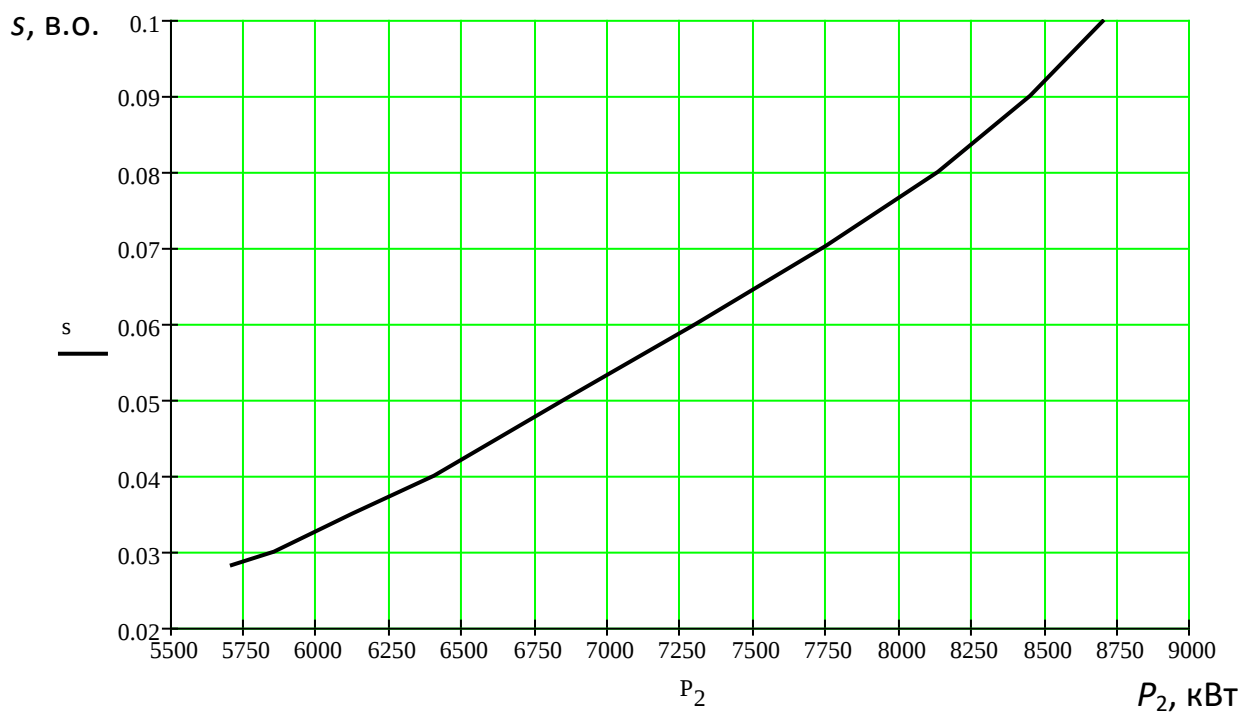


Рис. 4.9. Залежність ковзання від потужності

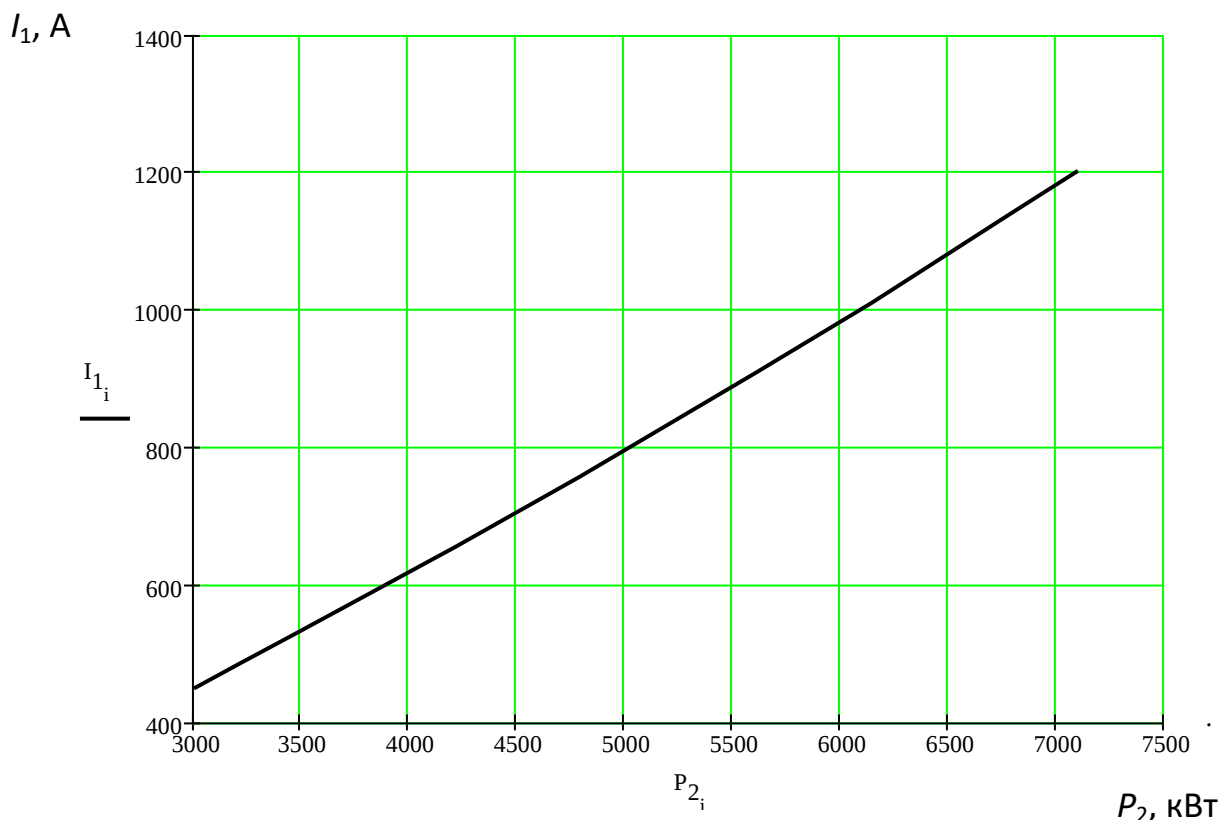


Рис. 4.10. Залежність струму статора от потужності

4.6. Висновки до розділу 4

4.6.1. Отримані розрахункові значення показників АВГ задовольняють сучасним вимогам енергоресурсозбереження.

4.6.2. попередній розрахунок діаметру вала по емпіричній формулі виявився таким, що задовольняє умовам механічної працездатності генератора.

4.6.3. Розрахункове значення ККД $\eta = 0,98\%$ перевищує значення ККД еквівалентних електричних машин палубно-наземного розташування, що обумовлене зниженням малогабаритних показників і втрат на одиницю потужності при зануреному виконанні машини.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. Із існуючих різновидів асинхронних генеруючих агрегатів найбільш перспективними, та такими що придатні для транспортного, зокрема морського застосування, є короткозамкнені АГ з вентильними системами збудження побудованими на КВП з частотним керуванням.

2. Застосування АГ з вентильним збудженням і частотним керуванням у суднових умовах відкриває нові можливості для підвищення терміну служби автономних генераторних установок, зниження маси, значного поліпшення якості стабілізації напруги і частоти як у статиці так і в динаміці, а також більш простого здійснення паралельної роботи генераторів (по відношенню до синхронних машин) у складі суднової електростанції.

3. У перспективі область використання безконтактних АГ, завдяки можливості їх зануреного капсюльного виконання, може бути значно розширена використанням їх на судах цивільного і технічного флоту, а також надводних і підводних кораблях.

4. Набагато більш ефективне охолодження занурених генераторів надає можливість значного підвищення їхнього електромагнітного і теплового використання, тобто зменшення маси на 25...40%.

5. Показані переваги використання двохранного розташування круглих пазів ротора замість однорядних прямокутних традиційних пазів.

6. Зниження маси на одиницю потужності зануреної електричної машини надає можливість підвищення ККД відносно еквівалентних машин палубного та наземного розташування на 3...5%.

ЛІТЕРАТУРА

1. Рубинраут А.М., Бурбаева Н.В. Система электродвижения судов с гребным тихоходным двигателем двойного вращения // Электричество. – 1999. - №6. – С. 7 – 13.
2. Лаврентьев В.М. Общая теория судового гидравлического движителя // Труды ЦНИИМФ. – 1961. – Вып. 65. – С. 113 – 121.
3. Волков А. И., Эйбшиц А. Г. Применение погружных электрических машин на судах. – В сб.: Судовая электротехника и связь. – Л., 1977. – Вып. №13. – Вопросы судостроения. – С. 39-46.
4. Ястребов В.С., Горлов А.А., Симинский В.В. Электроэнергетические установки подводных аппаратов. – Л.: Судостроение, 1986. – 208 с.
5. Вольдек А.И. Электрические машины. – Л.: Энергия, 1970. – 840 с.
6. Бут Д. А. Бесконтактные электрические машины: Учеб. пособие для электромеханических и электроэнергетических спец. вузов. – М.: Высш. шк., 1985. – 255 с.
7. Перспективы применения асинхронных вентильных стартер-генераторов с короткозамкнутым ротором в автономных системах электроснабжения / М.Л. Костырев, А.И. Скороспешкин, В.Д. Дудышев и др // Электротехника. – 1980. - №2. – С. 40 – 44.
8. Торопцев Н.Д. Авиационные асинхронные генераторы. – М.: Транспорт, 1970. – 204 с.
9. Вишневский Л. В., Пасс А. Е. Системы управления асинхронными генераторными комплексами. – Киев.; Одесса: Изд-во “Либідь” при Киев. ун-те, 1990. – 168 с.

10. Постников И. М., Новиков А. В., Прокофьев Ю. А. и др. Теория и методы расчёта асинхронных турбогенераторов. – Киев: Наукова Думка, 1977. – 172 с.
11. Шидловский А.К., Федист В.С. Частотно регулируемые источники реактивной мощностью – К.: Наукова думка, 1980. – 304 с.
12. Петрушин В.С. Асинхронные двигатели в регулируемом электроприводе: Учебное пособие. – О.: Наука и техника, 2006 . – 320 с.
13. Сергеев П. С. и др. Проектирование электрических машин. Изд. 3-е. – Москва: Энергия, 1970. – 632 с.
14. Ставинский А. А., Плахтырь О. О., Вансач О. С. Определение геометрических соотношений активной части асинхронных двигателей погружного, высокооборотного и обращённого исполнений. 2001. – 11 с.
15. Ставинский А.А., Вансач О.С., Целыковский С.С. Геометрические соотношения активной части судовых асинхронных машин погружного исполнения средней и большой мощности // 36. наук. праць УДМТУ. – Миколаїв: УДМТУ, 2002. - № 7(385). – с. 125 – 132.
16. Балагуров В. А. Проектирование специальных электрических машин переменного тока: Учеб. пособие для студентов вузов. – М.: Высш. школа, 1982. – 272 с.