

Гобадзе Леван Нодариевич

**Эффективные и экономичные источники  
электропитания  
для гидро и ветроэнергетических установок**

**представлено на соискание  
докторской академической степени**

Грузинский технический университет  
Тбилиси, 0175, Грузия  
Июнь, 2008

Авторские права © 2008, Леван Гобадзе

**Грузинский Технический Университет**  
**Факультет Энергетики и Телекоммуникаций**

Мы, нижеподписавшиеся, утверждаем, что ознакомились с диссертационной работой Гобадзе Левана Нодариевича – «Эффективные и экономичные источники питания для гидро и ветроэнергетических установок» и даём рекомендацию для его рассмотрения на диссертационном совете Факультета Энергетики и Телекоммуникаций Грузинского технического Университета, на соискание академической степени доктора.

Дата: \_\_\_\_\_

Руководитель: Константин Церетели

\_\_\_\_\_

Рецензент:

\_\_\_\_\_

Рецензент:

\_\_\_\_\_

# Грузинский Технический Университет

2008

Автор: Гобадзе Леван Нодариевич

Название: «Эффективные и экономичные источники питания для гидро и ветроэнергетических установок»

Факультет: Энергетики и Телекоммуникации

Степень: Доктор

Заседание проведено (Дата): \_\_\_\_\_

Грузинскому Техническому Университету присваивается право копирования и распространения в некоммерческих целях данной диссертации, в случае запроса индивидуальными лицами или институтами.

---

подпись автора

Автор сохраняет за собой издательские права. Перепечатка данной диссертационной работы полностью, её отдельных компонентов, или репродукция каким либо другим образом недопустимо без письменного согласия автора.

Автор утверждает, что на защищенные авторскими правами материалы, использованные в работе, получено соответствующее разрешение (за исключением цитат малых размеров, которые требуют только ссылку при цитировании литературы, как это принято при написании научных работ) и на каждую из них берёт на себя ответственность.

## რეზიუმე

გასული საუკუნის 90-იანი წლებიდან საქართველო მკაცრმა ენერგეტიკულმა კრიზისმა მოიცვა. ელ. ენერჯის გამომუშავება შემცირდა ორჯერ. ენერგოკრიზისი განსაკუთრებით მძიმედ აისახა რეგიონებზე, სადაც ზამთრის პერიოდში მცირე ქალაქები და სოფლები პრაქტიკულად ელექტრომომარაგების გარეშე იყვნენ დარჩენილი.

უკანასკნელი რამდენიმე წლის განმავლობაში მდგომარეობა გამოსწორდა, მაგრამ არსებული დეფიციტი ჯერ კიდევ ივსება იმპორტირებული ენერჯის ხარჯზე. ექსპერტთა აზრით, ასეთი მდგომარეობა კიდევ რამდენიმე წლის განმავლობაში შენარჩუნდება.

როგორც საზღვარგარეთის ქვეყნების გამოცდილება გვიჩვენებს, არსებული მდგომარეობიდან გამოსავალი, რომელიც ხელს შეუწყობს ენერგეტიკული კრიზისის შედეგების შერბილებას, შეიძლება გახდეს მცირე სიმძლავრის ჰიდროელექტრო სადგურების და ქარის დანადგარების ქსელის განვითარება.

საქართველოში, რომელიც მთის მდინარეების ჰიდროენერგეტიკულ და ქარის ენერჯის მნიშვნელოვან პოტენციალს ფლობს, საზღვარგარეთის ქვეყნების გამოცდილებიდან გამომდინარე, მცირე ენერგეტიკის სფეროს განვითარება უნდა იქცეს ქვეყნის ენერგეტიკული კრიზისიდან გამოყვანის ერთ-ერთ პრიორიტეტულ მიმართულებად.

ნებისმიერი ჰიდრო და ქარის ენერგეტიკული დანადგარი წარმოადგენს სხვადასხვა ენერგეტიკული მოწყობილობების რთულ კომპლექსს, რომელთა გარეშეც ასეთი სისტემის ფუნქციონირება შეუძლებელია. ამ სისტემის საფუძველს წარმოადგენენ გენერატორები, რომელთა ღირებულებაც მთლიანი აგრეგატის ღირებულების 50-60%-ს შეადგენს.

საქართველოში, სადაც როგორც სახელმწიფო, ასევე კერძო სექტორიც დაბალი გადახდისუნარიანობით გამოირჩევა, გენერატორების მნიშვნელოვანი რაოდენობით შექმნა საზღვარგარეთ, მათი მაღალი ღირებულების გამო, საკმაოდ პრობლემატურია.

ამოცანა შედარებით მარტივდება, თუ ელექტრული კვების წყაროდ გამოყენებული იქნება ასინქრონული გენერატორები. დღეისათვის საქართველოში არსებობს სხვადასხვა სიმძლავრის ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავების მნიშვნელოვანი რაოდენობა. ანუ არსებობს მატერიალური ბაზა ასინქრონული მანქანების ელექტრული კვების წყაროებად გამოყენებისათვის.

ასინქრონული მანქანები ფართოდ გამოიყენება გენერატორებად, როგორც ელექტრული კვების წყაროები ელექტრომომარაგების ავტონომიურ სისტემებში.

კვების ავტონომიური წყაროებში გამოყენებულ ელექტრულ მანქანებს წაეყენება მთელი კომპლექსი მოთხოვნებისა: მინიმალური მასა და გაბარიტები, მაღალი საიმედოობა, მაღალი გადატვირთვისუნარიანობა, გამომავალი ძაბვის ეკონომიური რეგულირების საშუალება, ვენტილაციის

კარგი პირობები, ენერგეტიკული, ეკოლოგიური, საექსპლოატაციო მნიშვნელობების მაღალი მაჩვენებლები, გამომუშავებული ელ. ენერჯის მაღალი ხარისხი, ელექტროდინამიკური პროცესების მიმდინარეობის მცირე დრო, გამომავალი ძაბვის მაღალი სტაბილურობა დატვირთვების მნიშვნელოვანი ასიმეტრიულობის დროს, მინიმალური ღირებულება.

ზემოთჩამოთვლილ მოთხოვნებს საკმარისად აკმაყოფილებს ასინქრონული გენერატორები (აგ), რომლებიც გამოიყენება, ან შეიძლება გამოყენებული იქნეს საქართველოს პირობებში, სხვადასხვა სფეროებში.

წინამდებარე ნაშრომში დასაბუთებულია ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის, კონსტრუქციული გადაკეთების გარეშე, სინქრონული გენერატორის რეჟიმში გამოყენების შესაძლებლობა.

პირველ თავში განხილულია ჩატარებული კვლევები ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის როტორის გრაგნილის სინქრონული გენერატორის (სგფ) რეჟიმში აგზნების გრაგნილად გამოყენების შესაძლებლობის შესახებ. კვლევის შედეგად გადაწყვეტილი იქნა შემდეგი ამოცანები:

- შემოთავაზებული იქნა ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის (აძფ) როტორის გრაგნილის სქემები, ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის აგზნების გრაგნილად გამოყენებისათვის;

- მოცემულია დამამაგნიტებელი დენის სტატორიდან როტორზე გადანაწილების ფიზიკური სურათი ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის სინქრონული გენერატორის რეჟიმში მუშაობაზე გადაყვანისას;

- მიღებულია ველის ფორმის კოეფიციენტის ახალი გამოსახულება -  $K_f$  ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორისათვის, რომელიც განსხვავდება არაცხადპოლუსა სინქრონული მანქანებისთვის არსებული გამოსახულებებისგან;

- მიღებულია ფორმულები ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის უქმი სვლის დენის მნიშვნელობის გაანგარიშებისათვის საბაზისო ძრავის დამამაგნიტებელი დენის ცნობილი მნიშვნელობის დროს;

- ნაჩვენებია ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის არასიმეტრიული დატვირთვის გავლენა მისი აგზნების სქემის მუშაობაზე;

- შემოთავაზებულია ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის მაქსიმალური რეალიზებული სიმძლავრის განსაზღვრის მეთოდიკა. მიღებული მონაცემების საფუძველზე განსაზღვრული იქნა ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის მაქსიმალური რეალიზებული სიმძლავრის დამოკიდებულება ბაზისური ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის ნომინალურ სიმძლავრეზე;

მეორე თავში განსაზღვრულია გენერატორის თბური მდგომარეობის სურათი. ჩატარებული კვლევების შედეგად გადაწყვეტილი იქნა შემდეგი ამოცანები:

- განისაზღვრა გენერატორის გახურების კვლევის ყველაზე უფრო შესაბამისი მეთოდი - ექვივალენტური თბური სქემების მეთოდი (ეთს);

- შედგენილი იქნა გენერატორის დაზუსტებული თბური სქემა, სტატორის გრაგნილის სამ ნაწილად დაყოფის საშუალებით, რომლებიც გახურების სხვადასხვა ხარისხით ხასიათდებიან;

- შემუშავებული იქნა ექვივალენტური თბური სქემება (ეთს), რომელიც სხვადასხვა კონსტრუქციული შესრულების გენერატორების კვლევის საშუალებას იძლევა.

მესამე თავში მოყვანილია სინქრონული გენერატორის რეჟიმში მომუშავე ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის ანალიზი. კვლევების შედეგად გადაწყვეტილი იქნა შემდეგი ამოცანები:

- განხორციელებულა ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის მახასიათებლების ანალიზი, სტატორის გრაგნილის აქტიური წინაღობის გათვალისწინებით;

- დასაბუთებული იქნა სტატორის წრედში კონდენსატორების ჩართვის აუცილებლობა. განისაზღვრა მათი ოპტიმალური სიდიდე სტატორის გრაგნილის აქტიური წინაღობის გათვალისწინებით;

- განხორციელებული იქნა ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის თვითაგზნების ანალიზი და დასაბუთებული იქნა მისი შესაძლებლობა;

- ნაჩვენები იქნა ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის სინქრონული თვითაგზნების ფიზიკური სურათი;

- შედგენილი იქნა დიფერენციალურ განტოლებათა სისტემა და შემოთავაზებული იქნა ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორში გარდამავალი პროცესების გაანგარიშების მეთოდი, მაგნიტური წრედის გაჯერების გათვალისწინებით.

მეოთხე თავში მოცემულია სინქრონული გენერატორის რეჟიმში მომუშავე ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავის ექსპერიმენტალური კვლევის შედეგები. ექსპერიმენტალურმა კვლევებმა აჩვენა:

- ფაზურროტორიანი სინქრონული გენერატორის რეჟიმში მომუშავე ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავი ავტონომიური დატვირთვის დროს მუშაობს სტაბილურად, რეკომენდირებული დატვირთვების მთელ დიაპაზონში;

- ძაბვის ხარისხის თვალსაზრისით, მოცემული გენერატორი სავსებით აკმაყოფილებს მოთხოვნებს, რომლებიც წაეყენება ავტონომიური კვების წყაროებს;

- სტატორის გრაგნილთან კონდენსატორთა ბატარეის მიერთება საშუალებას იძლევა განიტვირთოს აგზნების გრაგნილი (როტორის გრაგნილი) დამამაგნიტებელი დენისგან (უქმი სვლის დენი) და ის გადატანილი იქნეს სტატორის გრაგნილზე;

- მიერთებული კონდენსატორთა ბატარეის ტევადობის ქვედა ზღვარი შეზღუდულია უქმი სვლის რეჟიმში ნომინალური ძაბვის მიღების პირობით, ზედა ზღვარი კი - გენერატორის სტაბილური მუშაობით;

- როტორის გრაგნილების შეერთების სქემების შედარების შედეგებიდან გამომდინარე, უპირატესობა ენიჭება სქემას, რომლის დროსაც

ორი ფაზური გრაგნილი შეერთებულია პარალელურად და მათში გაივლის 1/2 სიდიდის დენი, ხოლო მესამე ფაზაში სრული სიდიდის დენი;

- ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავას ბაზაზე მომუშავე გენერატორს გააჩნია სტატიკური მდგრადობის დაბალი მაჩვენებელი;

- გენერატორულ რეჟიმში მანქანის თბური მდგომარეობა საშუალებას იძლევა მისი სიმძლავრე მიღებული იქნას ძრავულ რეჟიმის სიმძლავრის ტოლ მნიშვნელობად;

- გენერატორულ რეჟიმში მანქანის ნომინალური სიმძლავრე მიღებული უნდა იქნას  $P_{\text{გ}}=(0,85-0,9)P_{\text{ძ}}$  მისი დაბალი სტატიკური მდგრადობის გამო.

## Резюме

С начала 90-их годов в Грузии начался острый энергетический кризис. Выработка электрической энергии упала вдвое. Энерго кризис особенно отразился на регионах Грузии, где в зимний период малые города и посёлки почти полностью были лишены электроэнергии.

За последние несколько лет положение улучшилось, но существующий дефицит пока ещё компенсируется за счет импорта. Такое положение, по мнению экспертов, сохранится в ближайшие годы.

Как показывает опыт ряда зарубежных стран, выходом из создавшегося положения, позволяющего смягчить последствия энергетического кризиса, является развитие сети гидроэлектростанций небольшой мощности и ветро установок.

В Грузии, обладающей значительным гидроэнергетическим потенциалом горных рек и ветровым потенциалом, учитывая мировой опыт, развитие отрасли малой энергетики должно стать одним из приоритетных направлений программы вывода страны из энергетического кризиса.

Любые гидро и ветроэнергетические установки представляют собой сложный комплекс различного энергетического оборудования, без которого функционирование этих установок невозможно. Основу этого оборудования составляют электрогенераторы, стоимость которых составляет 50-60% от общей стоимости агрегата.

В условиях Грузии, где государственные и частные структуры отличаются низкой платежеспособностью, закупка такого оборудования за рубежом из-за его значительной стоимости достаточно проблематична.

Задача облегчается, если в качестве источников электропитания использовать асинхронные генераторы. В Грузии в настоящий момент имеется значительный парк асинхронных двигателей с фазным ротором различной мощности. Таким образом, имеется материальная база для использования асинхронных машин в качестве источников электропитания.

Асинхронные машины достаточно широко используются в качестве генераторов как источники электрической энергии в автономных системах электроснабжения.

К электрическим машинам автономных источников питания предъявляется целый комплекс требований: минимальная масса и габариты, высокая надежность, работа при перегрузках по мощности, возможность экономичного регулирования выходного напряжения, хорошие условия вентиляции, высокий уровень энергетических, экологических, эксплуатационных показателей, высокое качество выдаваемой электроэнергии, кратковременность протекания электродинамических процессов, высокая стабильность выходного напряжения при значительной асимметрии нагрузки, минимальная стоимость.

Этим требованиям в достаточной мере отвечают асинхронные генераторы (АГ), которые используются или могут быть использованы в условиях Грузии в самых различных областях.

В данной работе обосновано возможность использования асинхронного двигателя с фазным ротором, без конструктивных изменений, в режиме синхронного генератора.

В первой главе проведены исследования по возможности использования обмотки ротора асинхронного двигателя с фазным ротором в качестве обмотки возбуждения для работы в режиме синхронного генератора (СГФ). По результатам исследований решены следующие задачи:

- Предложены схемы роторной обмотки АДФ для использования в качестве обмотки возбуждения СГФ;
- Показана физическая картина перераспределения намагничивающего тока со статора на ротор, при переводе асинхронного двигателя с фазным ротором на работу в режиме синхронного генератора;
- Дано новое выражение коэффициента формы поля  $K_f$  СГФ, отличающееся от подобных выражений для неявнополюсных синхронных машин;
- Даны формулы для расчета тока возбуждения холостого хода СГФ при известном намагничивающем токе базового двигателя;
- Показано влияние несимметричной нагрузки СГФ на работу его схемы возбуждения;
- Предложена методика определения максимально реализуемой мощности СГФ. На основе расчетных данных приведена зависимость максимально реализуемой мощности СГФ от номинальной мощности базового АДФ.

В второй главе определена картина теплового состояния генератора. По результатам исследований решены следующие задачи:

- Определен наиболее подходящий метод исследования нагрева генератора - метод эквивалентных тепловых схем (ЭТС);
- Составлена уточненная тепловая схема генератора с разбиением обмотки статора на три участка, характеризующих разные степени нагрева;
- Разработана схема ЭТС, которая предусматривает возможность исследования генераторов различного конструктивного исполнения.

В третьей главе проведен анализ асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора. По результатам исследований решены следующие задачи:

- Дан анализ характеристик СГФ с учетом активного сопротивления статорной обмотки;
- Показана необходимость включения в цепь статора конденсаторов и определена их оптимальная величина с учетом активного сопротивления статорной обмотки;
- Дан анализ синхронного самовозбуждения СГФ и показана его возможность;
- Прояснена физическая картина асинхронного самовозбуждения СГФ;
- Составлена система дифференциальных уравнений и предложен метод расчета переходных процессов СГФ с учетом насыщения магнитной цепи.

В четвертой главе даны результаты экспериментального исследования асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора. Экспериментальные исследования показали:

- Асинхронный двигатель с фазным ротором, работающий в режиме синхронного генератора на автономную нагрузку показывает стабильную работу во всем диапазоне рекомендуемых нагрузок;

- С точки зрения качества напряжения подобный генератор вполне удовлетворяет требованиям, предъявляемым к автономным источникам питания;

- Подключение к статорной обмотке конденсаторной батареи позволяет разгрузить обмотку возбуждения (обмотку ротора) от намагничивающего тока (тока холостого хода) и перенести его на обмотку статора;

- Емкость подключаемой конденсаторной батареи ограничена по нижнему пределу условием получения номинального напряжения при холостом ходе, по верхнему же пределу – стабильной работой генератора;

- Исходя из сравнения схем включения роторных обмоток, предпочтение следует отдать схеме, при которой две фазные обмотки включены параллельно и по ним протекают половинные токи, а по третьей фазе протекает полный ток;

- Генератор на базе асинхронного двигателя с фазным ротором обладает малой величиной статической устойчивости.

- Тепловое состояние машины в генераторном режиме позволяет принять её мощность равной мощности двигательного режима;

- Номинальную мощность генераторного режима следует принять  $P_{нг} = (0,85-0,9)P_{нд}$  из-за малой статической устойчивости.

## Abstract

The sharp energy crisis has started in Georgia in early 1990s. Power output has decreased twice. Mostly Regions of Georgia, small cities and rural settlements suffered from energy crisis and during the winter period were left almost without electric power.

Within the last years situation has improved, but existing deficiency of electric power is being compensated by foreign import. According to experts this situation will remain in the nearest years.

Solution for the current situation, based on experience of foreign countries, which would alleviate consequences of energy crisis, is a development of hydroelectric power stations network of small capacity and wind-power sets.

Georgia, possessing a significant hydro energy potential of mountain rivers and wind power potential, considering world experience, development of small power branch should become one of the priority directions of the program to resolve the energy crisis for the country.

Any hydro and wind power sets consists of various complex power equipments without which functioning of these power sets are impossible. The key component of this equipment is an electric generator, the cost of which is about 50-60% of a total cost of the whole unit.

In Georgia where the state and private structures are characterized by low solvency, purchase of such equipment abroad that is significantly costly is really problematic.

The problem would be alleviated if asynchronous generators are used as sources of power supplies. There is a significant park of asynchronous engines with a phase-wound rotor of various capacities at the moment in Georgia. Thus, there is a material resource to use asynchronous machines as sources of power supplies.

Asynchronous machines are widely used as generators, sources of electric energy in independent systems of power supply.

There is a whole set of requirements for electric machines of independent power supply: minimal weight and dimensions, high reliability, full capacity during overloads, capacity of economic regulation of output power, good ventilation conditions, high level of power, ecological, operational specifications, high quality of output power, short course of electro dynamic processes, high stability of output power at significant asymmetry of loading and minimal cost.

Asynchronous generators (AG), which are used or can be used in Georgia in the various fields, can meet these requirements.

The present study provides proofs of possibility for using asynchronous engine with a phase wound rotor, without constructive changes in a mode of synchronous generator.

In the first chapter research is carried out on the possibility of using rotor winding of asynchronous engine with a phase-wound rotor as a winding excitation to work in a mode of synchronous generator (PSG). According to the findings of the given study following problems will be solved:

- Schemes for rotor windings PAG (phase asynchronous generator) to use as winding excitation for PSG are offered;

- The physical picture of redistribution of magnetized current from stator on rotor during transformation of asynchronous engine with a phase rotor into a mode of synchronous generator is described;
- A new indication of form factor  $K_f$  PSG that are different from similar indications of non-salient synchronous machines is provided;
- Formulas on calculation of current and excitation of PSG idling are given during a known magnetized current of the base engine;
- Influence of PSG asymmetrical loading on work of its scheme of excitation is presented as well;
- A methodology for identification of maximum capacity of PSG is offered. On the basis of calculated data, the study presents dependency of full capacity of PSG from nominal capacity of basic PAG.

The second chapter describes thermal condition of the generator. Research findings provide following solutions:

- Most appropriate method for researching the heating of the generator is identified - a method of equivalent thermal schemes (ETS);
- Specified thermal scheme of the generator is presented by splitting the winding of stator into three sections that are characterized with different degrees of heating;
- ETS Scheme which provides an opportunity of research of generators of a various design is elaborated;

The third chapter analyzes asynchronous engine with the phase rotor, working in a mode of synchronous generator. Research findings provide following solutions:

- Analysis of PSG characteristics considering an active resistance of stator winding;
- Necessity for inclusion of condensers in a circuit of stator is identified and their optimum size considering active resistance of stator windings is described as well;
- The analysis of PSG synchronous self-excitation is provided;
- The physical picture of asynchronous self-excitation PSG is described;
- The system of the differential equations is made and the method of calculation of transient processes of PSG considering the saturation of magnetic circuit is offered;

The fourth chapter describes findings of an experimental research of asynchronous engine with the phase rotor working in a mode of synchronous generator. Experimental research findings are:

- The Asynchronous engine with the phase rotor, working in a mode of the synchronous generator on independent loading showed stable performance in all range of recommended loadings;
- From the point of view of quality of voltage, this type of generator fully meets the requirements that are set against independent power supplies;

- Connection to stator winding of condenser battery allows to unload excitation winding (a winding of a rotor) from a magnetizing current (an idling current) and to transfer it on a stator winding;
- The Capacity of connecting condenser battery is limited on the bottom limit by a condition of receiving a nominal voltage during idling current, on the top limit – by stable work of the generator;
- Proceeding from the comparison of schemes of rotor winding inclusion, the preference should be given to the scheme at which two phase windings are included in parallel and half currents run through them, and on the third phase - full current;
- The Generator on the basis of the asynchronous engine with a phase rotor possesses small size of static stability;
- The thermal condition of the machine in a generating mode allows accepting its capacity equal to the capacity of an impellent mode;
- The nominal capacity of a generating mode should be accepted  $P_{ng} = (0,85-0,9) P_{ne}$  because of small static stability.

## Оглавление

	<b>Введение</b> .....	<b>20</b>
	<b>Глава I</b>	
	<b>Исследование обмотки возбуждения асинхронного двигателя с фазным ротором работающего в синхронном генераторном режиме (СГФ)</b> .....	<b>31</b>
§ 1.1	Схемы обмотки возбуждения .....	31
§ 1.2	Гармонический анализ кривых распределения НС обмотки возбуждения, при её обтекании постоянным током .....	34
§ 1.3	Некоторые соотношения, характеризующие работу асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора .....	38
§ 1.4	Влияние несимметричной нагрузки СГФ на работу схемы возбуждения .....	47
§ 1.5	Максимально реализуемая мощность генераторного режима .....	51
	<b>Глава II</b>	
	<b>Определение картины теплового состояния генератора</b> .....	<b>57</b>
§ 2.1	Методы тепловых исследований электрических машин .....	57
§ 2.2	Эквивалентная тепловая схема замещения СГФ .....	60
§ 2.3	Распределение потерь .....	65
§ 2.4	Учет особенностей охлаждения лобовых частей обмоток .....	68
§ 2.5	Определение тепловых параметров ЭТС .....	71
§ 2.6	Составление на основе ЭТС системы уравнений и её решение .....	79
	<b>Глава III</b>	
	<b>Анализ работы асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора</b> .....	<b>84</b>
§ 3.1	Анализ характеристик асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора .....	84
§ 3.2	Синхронное самовозбуждение асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора .....	101
§ 3.3	Асинхронное самовозбуждение асинхронного двигателя с фазным ротором- .....	103
§ 3.4	Дифференциальные уравнения и расчет переходных процессов асинхронного генератора с учетом насыщения .....	109
	<b>Глава IV</b>	
	<b>Результаты экспериментального исследования асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора</b> .....	<b>124</b>
§ 4.1	Исследование магнитного поля обмотки возбуждения СГФ .....	124
§ 4.2	Некоторые характеристики СГФ .....	129
§ 4.3	Номинальная мощность асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в синхронном генераторном режиме .....	138
5.	<b>Выводы по работе</b> .....	<b>143</b>
6.	<b>Список использованной литературы</b> .....	<b>145</b>
7.	<b>Приложения</b> .....	<b>150</b>

## Список таблиц

<u>№ таблицы</u>	<u>№ стр.</u>
<b>Таблица 1.1</b> Амплитудные значения гармоник -----	37
<b>Таблица 1.2</b> Максимально реализуемая мощность генераторного режима --	54
<b>Таблица 4.1</b> Сопротивления обмоток машины, измеренные в холодном состоянии -----	139
<b>Таблица 4.2</b> Данные испытаний на нагревание асинхронного двигателя 4МТФ132LB6, работающего в режиме синхронного генератора -----	140
<b>Таблица П.1</b> Разложение в ряд Фурье кривой НС при $q=2$ -----	150
<b>Таблица П.2</b> Разложение в ряд Фурье кривой НС при $q=5$ -----	151
<b>Таблица П.3</b> Разложение в ряд Фурье кривой НС при $q=5$ -----	152
<b>Таблица П.4</b> Разложение кривой индукции $B = f(\alpha)$ в ряд Фурье -----	153
<b>Таблица П.5</b> Разложение кривой фазной ЭДС $E = f(t)$ в ряд Фурье -----	154
<b>Таблица П.6</b> Технические данные асинхронных двигателей с фазным ротором, которые использовались в процессе работы -----	156

## Список рисунков

<u>№ рисунка</u>	<u>№ стр.</u>
<b>Рисунок 1.1</b>	
Схемы подсоединения трехфазной обмотки ротора к источнику постоянного тока -----	34
<b>Рисунок 1.2</b>	
Кривые распределения НС на полюсном делении для $q = 2$ -----	36
<b>Рисунок 1.3</b>	
Кривые распределения НС на полюсном делении для $q = 5$ -----	36
<b>Рисунок 1.4</b>	
Схема двухфазного короткого замыкания -----	48
<b>Рисунок 1.5</b>	
Векторная диаграмма токов при двухфазном коротком замыкании ----	49
<b>Рисунок 1.6</b>	
Схема подсоединения обмотки ротора к источнику постоянного тока -	50
<b>Рисунок 1.7</b>	
Характеристика холостого хода АДФ АК-144-6 в режиме СГФ-----	53
<b>Рисунок 1.8</b>	
Максимально реализуемая мощность генераторного режима в зависимости от номинальной мощности базового АДФ -----	55
<b>Рисунок 2.1</b>	
Общая тепловая схема -----	63
<b>Рисунок 2.2</b>	
Тепловая схема замещения -----	80
<b>Рисунок 3.1</b>	
Схема замещения одной фазы синхронного генератора -----	85
<b>Рисунок 3.2</b>	
Построение круговой диаграммы синхронного генератора -----	88
<b>Рисунок 3.3</b>	
Круговая и векторная диаграмма при $\varphi = \frac{\pi}{2}$ -----	90
<b>Рисунок 3.4</b>	
Круговая диаграмма при $\varphi=0$ -----	92
<b>Рисунок 3.5</b>	
Зависимость $\frac{x_H}{x_C} = f(\alpha)$ -----	94
<b>Рисунок 3.6</b>	
Круговая диаграмма при $\varphi = -\frac{\pi}{2}$ -----	95
<b>Рисунок 3.7</b>	
Внешние характеристики синхронного генератора - а) $\varphi=90^\circ$ б) $\varphi=0$ в) $\varphi=-90^\circ$ -----	96
<b>Рисунок 3.8</b>	

<b>Векторная диаграмма для случая <math>u = const</math>, <math>\varphi = \frac{\pi}{2}</math></b> .....	<b>97</b>
---	
<b>Рисунок 3.9</b>	
Векторная диаграмма для случая $u = const$ , $\varphi = 0$ .....	97
<b>Рисунок 3.10</b>	
Векторная диаграмма для случая $u = const$ , $\varphi = -\frac{\pi}{2}$ .....	98
<b>Рисунок 3.11</b>	
Регулировочные характеристики синхронного генератора .....	99
<b>Рисунок 3.12</b>	
Зависимость $\frac{E_0 \min}{U} = \frac{1}{\sqrt{1-\alpha^2}} = f(\alpha)$ .....	100
<b>Рисунок 3.13</b>	
Общий вид зависимости $x_m = f(y)$ .....	112
<b>Рисунок 3.14</b>	
Представление функции $E_{xx} = f_1(i_0)$ в аналитическом виде .....	113
<b>Рисунок 3.15</b>	
Схема автономного асинхронного генератора .....	118
<b>Рисунок 3.16</b>	
Ориентация остаточного потока $\Phi_0$ относительно осей $\alpha, \beta$ .....	118
<b>Рисунок 3.17</b>	
Зависимость угла $\gamma(t)$ от времени .....	121
<b>Рисунок 3.18</b>	
Блок-схема программы по расчету алгоритма .....	122
<b>Рисунок 4.1</b>	
Датчик Холла в зоне действия измеряемого поля .....	126
<b>Рисунок 4.2</b>	
Осциллограммы $B=f(\alpha)$ $E=f(t)$ .....	128
<b>Рисунок 4.3</b>	
Схема для снятия характеристик СГФ .....	130
<b>Рисунок 4.4</b>	
Кривая намагничивания машины .....	132
<b>Рисунок 4.5</b>	
Кривая зависимости потерь в обмотке ротора от напряжения статора -	133
<b>Рисунок 4.6</b>	
Изменение тока статора и тока возбуждения в зависимости от величины ёмкостного сопротивления .....	134
<b>Рисунок 4.7</b>	
Характеристики $I_{f*}=f(I_*)$ при схеме питания обмотки возбуждения генератора а) .....	135
<b>Рисунок 4.8</b>	
Характеристики $I_{f*}=f(I_*)$ при схеме питания обмотки возбуждения генератора б) .....	136

<b>Рисунок 4.9</b>	
Зависимость $U_* = f(I_*)$ при $f = const$ и $I_{f*} = var$ -----	
--	137
<b>Рисунок 4.10</b>	
Кривая перегрева обмотки статора -----	140
<b>Рисунок 4.11</b>	
Кривая перегрева обмотки возбуждения (ротора) -----	140
<b>Рисунок П.1</b>	
Кривая холостого хода генератора -----	155
<b>Рисунок П.2</b>	
Кривая индуктивности статора -----	155
<b>Рисунок П.3</b>	
Переходный процесс самовозбуждения генератора -----	156
<b>Рисунок П.4</b>	
Генератор на базе двигателя АОК-51-6 -----	157
<b>Рисунок П.5</b>	
Генератор на базе двигателя МТО12-6 -----	157
<b>Рисунок П.6</b>	
Общий вид измерительного стенда и силового регулировочного трансформатора -----	158
<b>Рисунок П.7</b>	
Схемы самовозбуждения СГФ а) безконденсаторное возбуждение, б) конденсаторное возбуждение -----	159

## Аббревиатуры, использованные в диссертации

АДФ	-	Асинхронный двигатель с фазным ротором
СГФ	-	Синхронный генератор фазный
АВГ	-	Асинхронные вентильные генераторы
АД	-	Асинхронный двигатель
АГ	-	Асинхронный генератор
ОВ	-	Обмотка возбуждения
ЭТС	-	Эквивалентная тепловая схема
КТО	-	Коэффициент тепло отдачи

## Введение

С начала 90-их годов в Грузии начался острый энергетический кризис. Выработка электрической энергии упала вдвое. Энерго кризис особенно отразился на регионах Грузии, где в зимний период малые города и посёлки почти полностью были лишены электроэнергии.

За последние несколько лет положение улучшилось, но существующий дефицит пока ещё компенсируется за счет импорта. Такое положение, по мнению экспертов, сохранится в ближайшие годы.

Как показывает опыт ряда зарубежных стран, выходом из создавшегося положения, позволяющего смягчить последствия энергетического кризиса, является развитие сети гидроэлектростанций небольшой мощности и ветро установок.

В период острой нехватки электроэнергии в сельских районах Китая построено несколько десятков тысяч таких станций небольшой мощности, которые вырабатывают более 7% от общего производства электроэнергии и на 30% покрывают потребности сельского хозяйства.

В северной Корее только за два года построено около 5 тысяч мини- и микро ГЭС. В Африке, в таких странах как Танзания, Уганда, Кения, Конго, Лесото, Нигерия, Мозамбик, Марокко, Тунис, Гвинея и др. разработаны специальные программы строительства мини - микро ГЭС для повышения уровня сельской электрификации до 50-85% от общей потребности в электроэнергии.

В развитых странах, где отсутствует дефицит электроэнергии, развитие сети малых ГЭС в основном определяется экономическими и экологическими факторами.

В США резкий рост строительства малых ГЭС был обусловлен последствиями энергетического кризиса 70-их годов, когда цены на энергоносители резко возросли и государство проведением соответствующей ценовой политики стимулировало такое строительство. Так, с 1976 по 1996 год введено в эксплуатацию более 1000 малых ГЭС. В настоящее время в связи обеспокоенностью, вызванной глобальным потеплением климата и стремлением ограничить выделение в атмосферу углекислого газа и других вредных

выбросов от тепловых станций, в конгрессе США вновь дебатуются законопроекты, призванные стимулировать дальнейшее развитие малой гидроэнергетики.

О том, какое большое внимание уделяется развитию малой энергетики в Европе, свидетельствует тот факт, что к концу 1997 года 187 проектов малых гидроэлектростанций было отобрано для присуждения грантов Европейского сообщества (ЕС) по программе THERMIE на сумму \$ 55,9 млн., что составляет 12,3% от общей суммы \$ 455 млн., выделенных ЕС на развитие техники и внедрения новых технологий в промышленность.

В настоящее время соотношение количества электроэнергии, вырабатываемое малыми гидроэлектростанциями ко всей произведенной электроэнергии составляет: в Швеции – 2,4% , во Франции – 2%, в Испании – 2,8%, в Швейцарии – 8,3%, в Австрии – 10% и т.д. [1,2].

Аналогичная картина наблюдается и в ветроэнергетической области. По последним сведениям, к концу 2003 года общая мощность всех, установленных в мире ВЭС составила 35000 мВт. В том числе - в Дании 3400 мВт, в Германии – 14500 мВт и увеличивается ежегодно на 500-800 мВт. Предполагается, что к 2010 году в США общая мощность ветроустановок достигнет 80000 мВт (около 5% от общей мощности), а в Дании за счет ветроустановок намереваются получить до 20% потребляемой энергии. Капиталовложения в строительство больших ветропарков в Европе сегодня составляет 1000 долларов США на 1 кВт установленной мощности. Себестоимость энергии – 3,5 – 3,8 цента за 1 кВт/часов (10 лет назад этот показатель составлял 16 центов).

Вышеприведенный, весьма краткий обзор свидетельствует о большом интересе к малой гидроэнергетике и ветроэнергетике во всем мире, как в развитых, так и в развивающихся странах. В Грузии, обладающей значительным гидроэнергетическим потенциалом горных рек и ветропотенциалом, учитывая мировой опыт, развитие отрасли малой энергетики должно стать одним из приоритетных направлений программы вывода страны из энергетического кризиса. Безусловно, этому должно способствовать принятие соответствующих законодательных актов с целью сделать отрасль малой энергетики привлекательной для инвесторов.

Любые гидро и ветроэнергетические установки представляют собой сложный комплекс различного энергетического оборудования, без которых

функционирование этих комплексов невозможно. Основу этого оборудования составляют электрогенераторы, стоимость которых составляет 50-60% от общей стоимости установки.

В условиях Грузии, где государственные и частные структуры отличаются низкой платежеспособностью, закупка такого оборудования за рубежом из-за его значительной стоимости достаточно проблематична.

Например, стоимость 1 кВт мощности синхронного генератора, изготовленного в России, без учета транспортных расходов и таможенных сборов составляет \$60-70. Стоимость генераторов западного производства еще выше. Собственного генераторостроения в Грузии нет. И хотя для выпуска синхронных генераторов в Грузии имеются все условия, наладка производства требует довольно значительных капиталовложений. Эти факторы сдерживают развитие малой энергетики в Грузии.

Задача облегчается, если в качестве источников электропитания использовать асинхронные генераторы. В Грузии в настоящий момент имеется значительный парк асинхронных двигателей различной мощности. Кроме того, Тбилисский завод «Электродвигатель» давно освоил и производит асинхронные двигатели небольшой мощности. Таким образом, имеется материальная база для использования асинхронных машин в качестве источников электропитания.

Общеизвестно, что более 60% всей вырабатываемой в мире электрической энергии преобразуется в механическую энергию, в основном с помощью асинхронных двигателей (АД) [3,4]. АД общего назначения мощностью от 0,1 до 400 кВт, на напряжение до 1000 В, наиболее широко используемые электрические машины. В парке эксплуатируемых электродвигателей они составляют по количеству до 90% от общего числа. За последние три десятилетия был разработан и успешно применяется новый подход к оптимальному проектированию асинхронных машин с учетом технологии производства, что позволило снизить материалоемкость машин и улучшить их производственные и эксплуатационные характеристики [4,5,6,].

Достаточно широко асинхронные машины используются в качестве генераторов как источники электрической энергии в автономных системах электроснабжения [7].

К электрическим машинам автономных источников питания предъявляется целый комплекс требований: минимальная масса и габариты,

высокая надежность, работа при перегрузках по мощности, возможность экономичного регулирования выходного напряжения, хорошие условия вентиляции, высокий уровень энергетических, экологических, и эксплуатационных показателей, высокое качество выдаваемой электроэнергии, кратковременность протекания электродинамических процессов, высокая стабильность выходного напряжения при значительной асимметрии нагрузки, устойчивость систем регулирования напряжения, минимальная стоимость [8].

Этим требованиям в достаточной мере отвечают асинхронные генераторы (АГ), которые используются или могут быть использованы в самых различных областях [9]: в районах, удаленных от линии электропередачи и электростанций местного значения; для питания электрифицированного сельскохозяйственного оборудования; для питания радиостанций небольшой мощности; в системах автоматического управления, следящем электроприводе небольшой мощности и в счетно-решающих устройствах; в качестве асинхронного преобразователя частоты; простые по конструкции асинхронные короткозамкнутые машины допускают высокие частоты вращения, что с точки зрения возможности уменьшения массовых показателей приобретает особо важное значение для авиации; в импульсных системах электроснабжения; АГ повышенной частоты с возбуждением генераторов от конденсаторов находят применение в электротермии; перспективно применение асинхронного генератора для электросварки [10] и т.д.

Все разновидности асинхронных генераторов можно классифицировать по:

- способу возбуждения;
- характеру выходной частоты;
- способу стабилизации напряжения;
- конструктивному выполнению (с короткозамкнутым, фазным, полым ротором);
- числу фаз.

Последние два признака характеризуют конструктивные особенности генераторов. Характер выходной частоты и методы стабилизации напряжения в значительной степени обусловлены способом образования магнитного поля машины.

В зависимости от способа возбуждения различают генераторы с самовозбуждением и с независимым возбуждением.

АГ первого класса возбуждаются:

- 1) с помощью конденсаторов, включаемых в цепь статора или ротора, или одновременно в первичную и вторичную цепи;
- 2) посредством вентильных преобразователей с искусственной коммутацией вентилей.

АГ второго класса возбуждаются от внешнего источника переменного напряжения. Наибольшее распространение получила система возбуждения АГ с помощью конденсаторов, включаемых в цепь статора. Отметим, что требуемая ёмкость конденсаторов зависит от характера нагрузки – тем меньше, чем выше  $\cos\varphi$ .

Одной из наиболее важных проблем, связанных с использованием асинхронных генераторов в автономных системах, является стабилизация напряжения при изменяющейся нагрузке. Причинами изменения напряжения АГ в режиме внешней характеристики при  $f_1 = \text{const}$  являются изменение основного магнитного потока и внутреннего падения напряжения. Если же частота вращения ротора поддерживается постоянной, то изменение напряжения вызывается, кроме того, изменением частоты  $f_i$  [9].

Стабилизация напряжения генератора при изменяющейся нагрузке принципиально возможна посредством регулирования частоты вращения ротора и регулирования основного магнитного потока.

Осуществление стабилизации напряжения по первому способу технически сложно, так как пределы регулирования частоты вращения ротора могут быть значительными и для тихоходных турбин практически не применяются. Поэтому этот способ практически не пригоден.

Второй способ стабилизации напряжения является основным. Известно, что [например, 9,11 и др.] реактивная мощность поступающая в машину от конденсаторов и создающая намагничивающий ток, а следовательно, основной магнитный поток, прямо пропорциональна ёмкости  $C$  подключаемых конденсаторов и квадрату напряжения фазы конденсаторов  $U_c^2$ . Следовательно, получение необходимой реактивной мощности конденсаторов при изменяющейся нагрузке может быть обеспечено регулированием ёмкости  $C$  или

напряжением  $U_c$ . Обе эти возможности используются на практике. Коротко охарактеризуем способы стабилизации напряжения.

**Подмагничивание спинки статора генератора** [9]. Здесь достигается эффект плавного регулирования напряжения при постоянной ёмкости конденсаторов. Для подмагничивания используется специальная обмотка, расположенная на статоре, которая питается постоянным током. Рассматриваемый способ регулирования напряжения основывается на изменении степени насыщения спинки статора. С возрастанием нагрузки ток подмагничивающей обмотки необходимо уменьшать. Уменьшение реактивной проводимости намагничивающего контура при этом ограничивается настолько, что напряжение генератора в определенных пределах изменения нагрузки остаётся практически постоянным.

Способ имеет следующие недостатки: 1) генератор должен иметь специальное исполнение с дополнительными статорными обмотками для подмагничивания; 2) мощность подмагничивания при насыщенной магнитной системе значительна и может достигать до 10% от мощности, развиваемой генератором; 3) достаточно сложная схема управления; 4) стабилизация напряжения при изменении нагрузки в широких пределах не обеспечивается.

**Изменение напряжения на конденсаторах.** Метод достаточно хорошо известен и описан в литературе [например 11]. В цепь конденсаторов, включенных на фазное или линейное напряжение вводят реостат и изменяя его сопротивление, меняют напряжение на конденсаторах. Этому же результату можно достичь посредством трансформатора с регулируемым коэффициентом трансформации, первичная обмотка которого включена на напряжение генератора, а вторичная замкнута на конденсаторе.

К недостаткам данного способа относятся:

- 1) неэкономичность, обусловленная в первом случае потерями в регулировочных реостатах, во вторых – установкой трансформатора, мощность которого соизмерима с мощностью генератора;
- 2) наличие коммутационной аппаратуры, усложняющей эксплуатацию генераторной установки;
- 3) увеличенная ёмкость при использовании в схеме трансформатора; она должна быть достаточной для компенсации реактивной мощности генератора, нагрузки при  $\varphi > 0$  и трансформатора.

**Изменении ёмкости шунтирующих конденсаторов** [9]. Метод регулирования основного магнитного потока изменением ёмкости конденсаторов хорошо известен. В наиболее простом и чаще всего встречающемся случае осуществляется посредством использования двух конденсаторных батарей (двухступенчатое регулирование). Дополнительная батарея подключается при достижении определенной нагрузки.

Недостатки метода: 1) ступенчатое регулирование напряжения не удовлетворяет условию  $U=const$  при переменной нагрузке; 2) наличие коммутационной аппаратуры усложняет эксплуатацию генераторной установки.

**Применение феррорезонансного стабилизатора напряжения** [11]. Представляет собой реактор переменной индуктивности, включаемый параллельно с батареей шунтирующих конденсаторов постоянной ёмкости. Он может обеспечить стабилизацию напряжения при изменении нагрузки в небольших пределах. При увеличении нагрузки генератора и связанного с этим уменьшением его напряжения происходит уменьшение насыщения реактора и увеличение его индуктивности. При этом уменьшается потребляемый реактивный ток, что приводит к повышению напряжения генератора.

Недостатки метода: 1) незначительный диапазон регулирования; 2) способ требует увеличения ёмкости конденсаторов; 3) наличие феррорезонансного стабилизатора напряжения увеличивает массу, габариты и стоимость генераторной установки.

**Применение управляемых реакторов** [12,13]. Бесконтактные регулирующие устройства, состоящие из батареи шунтирующих конденсаторов постоянной ёмкости и управляемого реактора, позволяют осуществить стабилизацию напряжения на всем диапазоне изменения нагрузки. Здесь параллельно конденсаторам включаются обмотки переменного тока реактора. Для подмагничивания реактора используется дифференциально включенные обмотки управления. Ток одной из них (намагничивающей) пропорционален напряжению на зажимах машины, ток другой (размагничивающей) – току нагрузки.

При холостом ходе генератора сердечники реактора находятся в состоянии насыщения, поэтому по обмоткам переменного тока реактора протекает наибольший ток. С появлением тока нагрузки в размагничивающей обмотке возникает ток, в результате чего уменьшается насыщение сердечника

реактора, увеличивается его индуктивность и уменьшается потребляемый реактором реактивный ток, что приводит к повышению намагничивающего тока генератора. В результате напряжение генератора поддерживается постоянным.

Основными недостатками подобных схем регулирования напряжения являются: 1) значительная масса и относительно большие габариты реакторов; 2) значительное число управляющих элементов; 3) значительная стоимость.

**Применение сегнетокерамических нелинейных конденсаторов (варикондов)** [14,15 и др.]. Стабилизация напряжения автономного асинхронного генератора основывается на свойстве варикондов (конденсаторов переменной ёмкости) изменять в широких пределах диэлектрическую проницаемость в зависимости от напряженности приложенного к ним электрического поля.

Вариконды имеют небольшую массу и габариты. Ёмкость варикондов различных типов возрастает с увеличением напряжения до 80-100 В и затем начинает уменьшаться. Следовательно, рабочей областью характеристик варикондов являются их ниспадающие ветви, которые соответствуют возрастающей ёмкости при уменьшающемся напряжении. При одновременном воздействии на вариконды переменным и постоянным (управляющим) напряжением их ёмкость изменяется в 5-8 раз.

В схемах стабилизации напряжения используют ёмкость обычных линейных конденсаторов для возбуждения генератора на холостом ходу, а регулируемая часть ёмкости набирается из варикондов. Существует различные схемы асинхронного генератора с использованием в них варикондов, обеспечивающие стабилизацию напряжения во всем диапазоне изменения нагрузки от нуля до номинальной.

Основные недостатки метода: 1) сложность схем регулирования напряжения; 2) зависимость характеристик варикондов от температуры; 3) высокая стоимость.

В последние годы для стабилизации напряжения и частоты стали применять так называемые асинхронные вентильные генераторы АВГ [16,17,18,19], где возбуждение АГ осуществляется от вентильных преобразователей различного типа (автономных инверторов напряжения и тока, преобразователей частоты, компенсированных схем выпрямления, специальных ключевых схем). Подобные генераторы обеспечивают стабильность выходного

напряжения и частоты с достаточной степенью точности, но отличаются сложностью схемных решений и высокой стоимостью.

В силу простоты конструкции и высокой надёжности в качестве асинхронных генераторов в большинстве случаев используют асинхронные машины с короткозамкнутым ротором и все вышеприведенные способы стабилизации выходного напряжения относятся именно к ним, хотя они будут также эффективными при использовании в качестве АГ машин с фазным ротором.

Последние в генераторном режиме используются значительно реже, в основном в качестве преобразователя частоты, в каскадных схемах и в асинхронизированных синхронных машинах [9,11,20,21].

Приведенный весьма краткий анализ свидетельствует о том, что вопрос стабилизации выходного напряжения асинхронного генератора при его работе в автономном режиме является ключевым.

Весьма эффективный, сравнительно несложный и недорогой способ стабилизации выходного напряжения во всем диапазоне нагрузок, от нуля до номинального значения, открывается при использовании в качестве генератора асинхронной машины с фазным ротором, при её работе в режиме синхронного генератора. Иными словами, предлагается использовать асинхронную машину с фазным ротором в качестве неявнополусной синхронной машины [22]. При этом обмоткой возбуждения такой машины служит обмотка ротора. Такой генератор может работать как в режиме независимого возбуждения, так и в режиме самовозбуждения. Следует отметить, что никаких конструктивных изменений машина не требует. Для краткости назовем такой генератор «Синхронный генератор фазный - СГФ».

Об интересе к предлагаемой машине свидетельствует тот факт, что в 1999 году **TACIS** провел в Грузии конкурс на лучшие разработки по альтернативным источникам электропитания. В числе двух проектов, отобранных для представления на конкурс, для получения гранта **НАТО**, был и данный проект.

**Актуальность темы.** В связи с энергетическим кризисом в Грузии ощущается острая нехватка электроэнергии, особенно в сельских районах. Как показывает мировой опыт, смягчить последствия энергетического кризиса можно развитием сети гидроэлектростанций малой мощности и ветроустановок.

Необходимым условием такого развития является наличие электрогенераторов, в частности синхронных, как наиболее подходящих для данных целей. Так как собственного производства синхронных машин в Грузии нет, а стоимость зарубежных – значительна, что при низкой платежеспособности частных и государственных структур делает их массовое приобретение нереальным, необходимо использовать другие типы электрогенераторов, альтернативные синхронным.

В связи с резким сокращением промышленного производства и строительства в Грузии образовался большой парк неиспользуемых асинхронных двигателей. Кроме того, в Грузии много лет выпускаются асинхронные двигатели с фазным ротором. Поэтому задача широкого использования асинхронных машин в качестве источников электропитания в условиях Грузии является весьма актуальной.

**Задачи исследования.** Обосновать возможность использования асинхронного двигателя с фазным ротором без конструктивных изменений в режиме синхронного генератора. Провести исследования рабочих и тепловых характеристик генератора. С помощью сравнительно простых и дешевых схемных решений добиться стабилизации выходного напряжения во всем диапазоне нагрузок, от нуля до номинального значения. При этом качество напряжения должно лежать в пределах, оговоренных стандартом для генераторов, работающих в автономном режиме. Определить номинальную мощность таких генераторов. Экспериментально подтвердить теоретические предположения.

**Методы исследования.** Аналитические и графоаналитические, с использованием компьютерных программ, а также экспериментальные методы непосредственно на объекте исследования.

**Научная новизна работы:**

- 1) предложено использовать для систем автономного электропитания асинхронные двигатели с фазным ротором, работающие в режиме синхронного генератора;
- 2) проанализированы и исследованы схемы роторной обмотки, используемой в качестве обмотки возбуждения СГФ, предложен оптимальный вариант схемы;

- 3) с целью повышения реализуемой генератором мощности предложено подключить к его статорной обмотке конденсаторную батарею. При этом обмотке возбуждения отводится роль автоматического регулятора напряжения для поддержания напряжения на зажимах генератора неизменным в диапазоне нагрузок от нуля до номинального;
- 4) приведен анализ рабочих характеристик СГФ, с учетом активного сопротивления обмотки статора;
- 5) предложена физическая картина асинхронного самовозбуждения СГФ;
- 6) составлена система дифференциальных уравнений и предложен метод расчета переходных процессов СГФ с учетом насыщения магнитной цепи;
- 7) дано новое выражение коэффициента формы поля  $K_f$  СГФ, отличающийся от подобных выражений для неявнополюсных синхронных машин;
- 8) даны формулы для расчета тока возбуждения холостого хода СГФ при известном намагничивающем токе базового двигателя;
- 9) для теоретического исследования тепловых процессов в генераторе разработана эквивалентная тепловая схема, предусматривающая возможность исследования генераторов различного конфигуративного исполнения.

**Практическая ценность.** В условиях Грузии, использование предлагаемых генераторов в малой энергетике будет стимулировать развитие сети малых гидроэлектростанций и ветроустановок, что в свою очередь будет способствовать выходу страны из энергетического кризиса.

**Апробация работы.** Основные положения диссертационной работы докладывались на кафедре «Электромеханика» Грузинского Технического Университета и на конференции молодых ученых и аспирантов ГТУ в мае 2000 года. Диссертация в полном объеме рассматривалась на кафедре электромеханики Грузинского Технического Университета.

Публикации: по материалам диссертационной работы опубликованы три статьи в журнале «*ქვერგოი*» и три статьи в сборниках трудов «*ბუნება და ქვერგეტიკა*».

## Глава I

### Исследование обмотки возбуждения асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в синхронном генераторном режиме (СГФ)

#### *1.1 Схемы обмотки возбуждения*

Асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором, как уже отмечалось выше, могут быть использованы для работы в генераторном режиме. Эти машины не имеют скользящих контактов и обладают высокой надежностью. Основным недостатком таких асинхронных генераторов, ограничивающих их применение, является сложность регулирования напряжения при изменении нагрузки. От последнего недостатка можно избавиться, если в качестве генератора использовать асинхронный двигатель с фазным ротором (АДФ), работающего в синхронном генераторном режиме. Для этого по фазной обмотке ротора достаточно пропустить постоянный ток, т.е. использовать эту обмотку в качестве обмотки возбуждения.

Идея использования фазной обмотки ротора асинхронного двигателя в качестве обмотки возбуждения, для работы двигателя в синхронном режиме не является новой [23,24]. В 20-30-ых годах применялись синхронизированные индукционные двигатели или иначе, синхронно-индукционные двигатели как с независимым возбуждением, так и с самовозбуждением, так называемые синасины.

Известно, что коэффициент мощности асинхронного двигателя всегда меньше единицы и опускается до очень малых величин при отклонении режима работы от нормального. С целью устранения этого недостатка и применялись синасины.

По внешнему виду синхронизированный индукционный двигатель с независимым возбуждением ничем не отличается от обычного асинхронного двигателя. Он имеет такую же, как и последний, статорную обмотку. Концы же роторной обмотки выведены на контактные кольца. На одном валу с таким двигателем располагается возбудитель постоянного тока, который питает роторную обмотку двигателя. Двигатели данного типа совмещают в себе достоинства асинхронных двигателей (простой пуск в ход с большим

начальным моментом) и синхронных двигателей (высокий коэффициент мощности).

Пуск синхронизированных двигателей производится также, как и асинхронного двигателя с фазным ротором. При достижении двигателем номинальной частоты вращения на обмотку ротора подается постоянный ток и возникающее магнитное поле, взаимодействуя с вращающим полем статора, вводит ротор в синхронизм.

В синасинах на роторе располагаются две обмотки: одна трехфазная, с кольцами, через которую происходит питание от источника переменного тока, и обмотка постоянного тока с коллектором. Статорная обмотка играет роль вторичной цепи. Она соединяется со щетками коллектора роторной обмотки постоянного тока.

До входа двигателя в синхронизм, обмотка постоянного тока с коллектором играет роль преобразователя, причем напряжение на щетках имеет частоту скольжения. При вхождении в синхронизм на коллекторе устанавливается постоянное напряжение, под действием которого в обмотке постоянного тока начинает циркулировать постоянный ток. В синасинах коэффициент мощности саморегулируется вследствие того, что напряжение на коллекторе между щетками возрастает до определенного предела с возрастанием нагрузки.

Асинхронный двигатель с фазным ротором, работающий в синхронном генераторном режиме (СГФ) и используемый в качестве автономного источника электропитания [22] должен удовлетворять следующим требованиям:

- качество электроэнергии должно соответствовать требованиям ГОСТ 19706-81, для автономного источника питания;
- должно быть обеспечено максимальное использование номинальной мощности базового асинхронного двигателя;
- тепловые нагрузки как общие, так и местные должны соответствовать примененному классу изоляции обмоток;
- конструктивные переделки машины должны быть минимальными.

СГФ по существу представляет собой неявнополюсный синхронный генератор, в котором роль обмотки возбуждения, питаемой постоянным током, выполняет фазная роторная обмотка асинхронного двигателя. От способа подключения обмотки к источнику постоянного тока зависит форма кривой

намагничивающей силы (НС)  $F$  в зазоре машины, а следовательно и форма кривой индукции  $B$ , которая в неявнополюсном синхронном генераторе при равномерном воздушном зазоре  $\delta$  повторяет по форме кривую НС, так как

$$B = \frac{\mu_0}{\delta} F \quad (1.1)$$

где  $\mu_0$  - магнитная проницаемость воздуха.

Для фазных роторов асинхронных машин в основном применяется трехфазные обмотки и редко, для машин небольшой мощности – двухфазные, которые по своим электрическим и магнитным свойствам значительно уступают обмоткам трехфазного тока и не могут быть рекомендованы в качестве обмотки возбуждения для СГФ.

С точки зрения частоты индуктированной ЭДС или создаваемой НС, к роторной обмотке предъявляются менее жесткие требования, чем к якорной и не налагаются никакие условия на систему ее обмоточных коэффициентов. Поэтому обмотки роторов, как правило, имеют диаметральный шаг и применяются главным образом целые числа пазов на полюс и фазу  $q$ .

Малые зазоры между статором и ротором, характерные для асинхронных двигателей, не благоприятствуют применению открытых пазов. Поэтому в фазных роторах обмотка укладывается либо в полузакрытые, либо закрытые пазы. В некоторых случаях в машинах мощностью до 100 кВт применяют открытые пазы шириной не более 5-6 мм.

В машинах средней и большой мощности обычно применяют волновую - стержневую двухслойную обмотку, так как при этом уменьшается число межполюсных перемычек, что весьма важно для конструкции вращающихся обмоток. При этом число пазов на полюс и фазу принимают  $q = 4 \div 6$ . В машинах мощностью до 80-100 кВт часто применяют двухслойную катушечную обмотку, а в машинах небольшой мощности - двухплоскостную концентрическую обмотку. В двух последних случаях  $q = 2$ .

Исходя из технологических соображений, фазные обмотки роторов предпочитают выполнять без параллельных ветвей, тем более, что при малых зазорах между статором и ротором неточности сборки вызвали бы уравнивающие токи между параллельными ветвями.

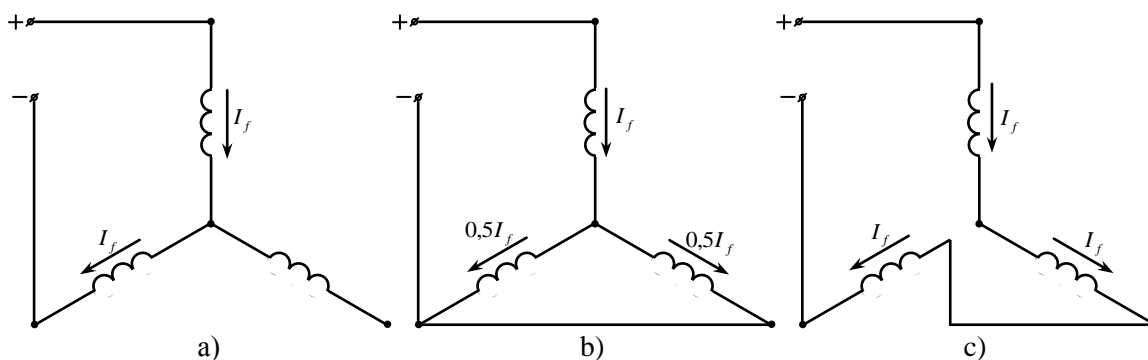


Рис. 1.1. Схемы подсоединения трехфазной обмотки ротора к источнику постоянного тока.

Как правило, трехфазные обмотки роторов асинхронных машин в основном соединяются в звезду. Соединение треугольником применяется весьма редко и только в машинах больших мощностей [25-29].

Исходя из требования минимальности конструктивных переделок асинхронного двигателя, предназначенного для работы в синхронном генераторном режиме, можно рекомендовать только три схемы подсоединения трехфазной обмотки ротора к источнику постоянного тока (рис. 1.1).

На схеме (рис. 1.1, а) к источнику постоянного тока подсоединены две фазы роторной обмотки, третья фаза током не обтекает. На схеме (рис.1.1, б) две фазные обмотки включены параллельно и по ним протекают половинные токи, по третьей фазе протекает полный ток. В схеме (рис.1.1, в) по всем трем фазам протекает полный ток. Схемы (а) и (б), приведенные на рис.1.1, не требуют никакой конструктивной переделки ротора. Схема (в) требует рассоединения нулевой точки.

### ***1.2 Гармонический анализ кривых распределения НС обмотки возбуждения, при ее обтекании постоянным током***

Качество электроэнергии определяется колебаниями напряжения, стабильностью частоты, симметрией напряжения для систем трехфазного тока и его синусоидальностью. Первые два фактора обеспечиваются соответствующим регулированием тока возбуждения и момента на валу генератора и только вторые два определяются конструкцией электрической машины.

Симметрия выходного напряжения обеспечивается конструкцией якорной обмотки и во всех построенных машинах она заложена.

Несинусоидальность напряжения определяется отношением действующих значений высших гармонических напряжений к действующему значению его первой гармоники.

Высшие гармоники ЭДС и напряжений генераторов могут вызвать в электрических сетях и у потребителей ряд нежелательных явлений, а также увеличение потерь [30, 31, 32 и др.]. Поэтому несинусоидальность напряжения ограничивается пятью процентами.

Известно, что распределением якорной обмотки и укорочением ее шага удается значительно улучшить форму кривой ЭДС, иными словами, отфильтровать первую гармонику. Однако следует отметить, что обычные равно секционные обмотки обладают ограниченными фильтрующими свойствами [33] и поэтому форму кривой индукции  $B$  в воздушном зазоре генератора следует максимально приблизить к синусоиде.

Как уже отмечалось, СГФ принципиально представляет собой синхронный неявнополюсный генератор и на него распространяются рекомендации, которым следуют при проектировании этих машин. В неявнополюсных синхронных генераторах для обеспечения наибольшей амплитуды первой гармоники при наименьших амплитудах высших гармонических, отношение числа пазов, содержащих обмотку возбуждения к общему числу пазовых делений должно лежать в пределах  $\gamma = 0,667 \div 0,72$ , причем желательно иметь наименьшее из рекомендуемых  $\gamma$  [26,34].

В СГФ это условие удовлетворяется, если две фазные обмотки соединить последовательно, а третью исключить из цепи (рис. 1.1, а).

Подобный результат можно получить искусственным приближением кривой распределения НС к синусоиде. Этого можно добиться укладкой разного числа проводников в пазы (так называемая синусная обмотка), или пропуская через пазы с одинаковым числом проводников разных токов [35].

В СГФ этому условию удовлетворяет схема обмотки, представленная на рис. 1.1 б, в которой по одной фазной обмотке протекает ток  $I_f$ , а по двум другим  $-0,5I_f$ .

Схема обмотки, представленная на рис. 1.1-с, не удовлетворяет требованиям, предъявляемым к обмоткам возбуждения неявнополюсных синхронных генераторов, и в дальнейшем рассматривается только для

сравнения. На рис. 1.2 - а и б представлены кривые распределения НС на полюсном делении в относительных единицах для  $q=2$  и  $q=5$  соответственно применительно к схеме обмотки, приведенной на рис. 1.1 - а.

На рис. 1.3, а и б приведены кривые для  $q=2$  и  $q=5$  применительно к схеме обмотки 1.1, б.

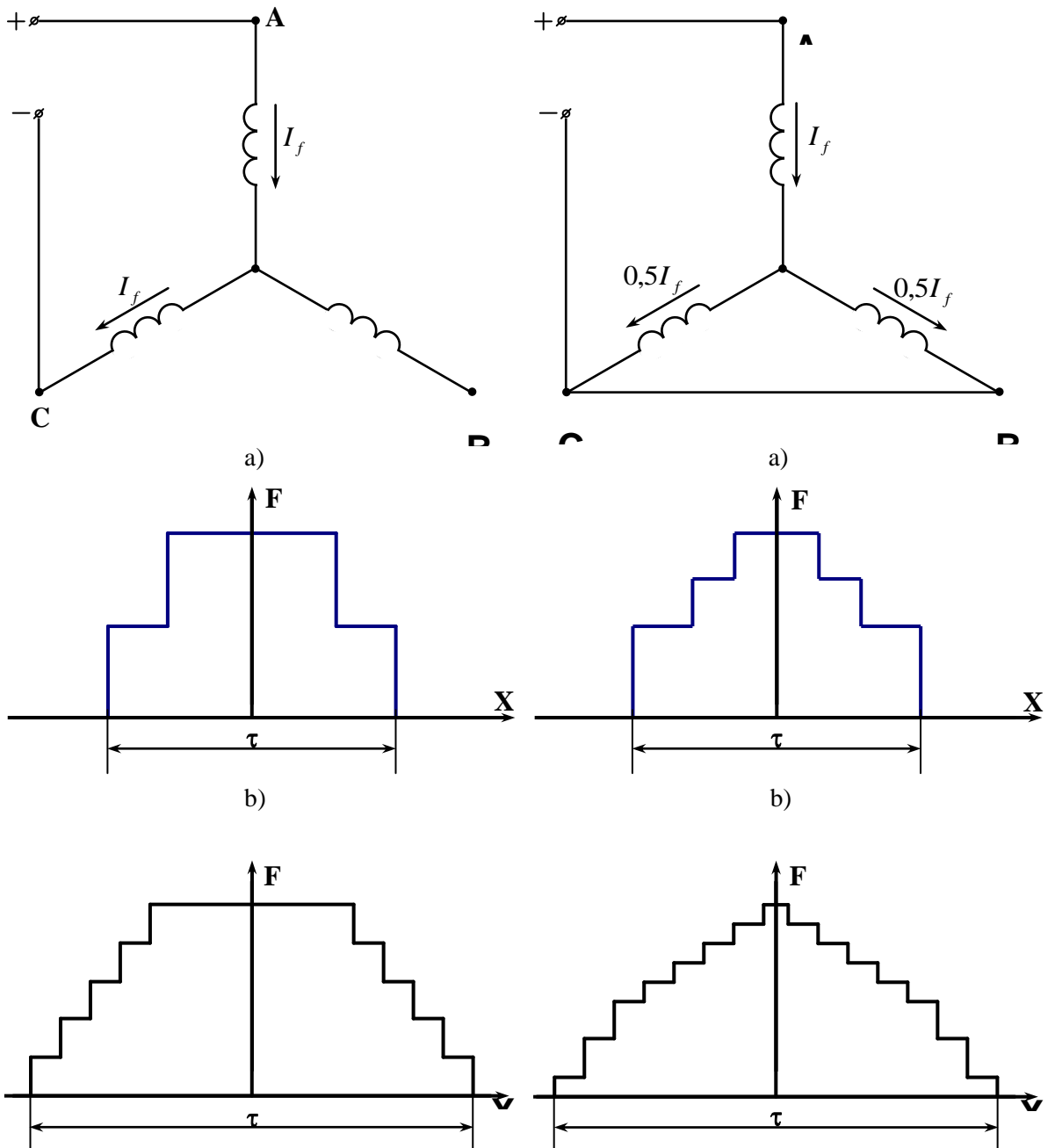


Рис. 1.2

Рис. 1.3

Кривые распределения НС на полюсном делении для  $q=2$  (а) и  $q=5$  (б)

Для определения гармонического состава приведенных кривых, известным способом [36] было проведено их разложения в гармонический ряд Фурье. Так как кривые НС симметричны относительно оси ординат и одновременно симметричны относительно оси абсцисс, при совмещении двух полупериодов кривых, в разложении будут присутствовать только нечетные косинусоиды и достаточно пользоваться кривой за четверть периода.

Результаты разложения приведены в приложении. Расчет вели по следующим формулам:

$$a_n = \frac{8}{m} \sum_{k=1}^M f_k(\alpha) \cos kn\alpha \quad f_n(\alpha) = a_n \frac{\cos n\alpha}{n}$$

Амплитудные значения гармоник приведены в таблице 1.1.

Таблица 1.1

Амплитуда	Кривые Рис. 1.2		Кривые Рис.1.3	
	q=2	q=5	q=2	q=5
0				
C <sub>1</sub>	21,15	52,64	18,32	46,36
C <sub>5</sub>	1,22	2,13	1,05	0,87
C <sub>7</sub>	0,94	4,04	0,802	1,02

Несинусоидальность кривых подсчитывалась по формуле

$$R_{\%} = \frac{\sqrt{C_5^2 + C_7^2}}{C_1} \cdot 100$$

Она составила:

Схема соединения обмоток ротора рис.1.1 а. Для  $q=2$ -7,28%, для  $q=5$ -8,77%.

Схема соединения обмоток ротора рис.1.1 б. Для  $q=2$ -7,21%, для  $q=5$ -3,87%.

Из приведенных данных следует:

- кривые распределения НС, а следовательно и кривые распределения индукции в воздушном зазоре не содержат третьей и кратных трех гармоник;
- при малых значениях несинусоидальность кривых для схем обмоток рис.1.1 а и рис.1.1 б, мало отличается друг от друга, но с ростом  $q$  это

разница резко возрастет, причем, для схемы 1.1 б несинусоидальность значительно ниже;

- амплитуда первой гармоники для схемы рис. 1.1, а на 12 ÷ 14% выше, чем для схемы 1.1, б. Следовательно, каждая из рассматриваемых схем не имеет явных преимуществ перед другой.

Выбор схемы подключения обмотки возбуждения СГФ к источнику постоянного тока зависит от индивидуальных особенностей машины, в частности, от фильтрующих свойств якорной обмотки, теплового режима и в конечном итоге от реализации максимальной мощности.

### ***1.3 Некоторые соотношения, характеризующие работу асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора***

Как указывалось выше, при работе асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора, роль обмотки возбуждения выполняет фазная обмотка ротора.

В двигательном режиме основной поток создается намагничивающим током (или током холостого хода), протекающим по обмотке статора. В генераторном режиме основной поток должен создаваться током, протекающим по роторной обмотке. При этом ЭДС обмотки статора должна оставаться неизменной. При этом действующее значение ЭДС равно:

$$E_{\phi} = \frac{\omega}{\sqrt{2}} \psi_{\phi m} = \pi \sqrt{2} f w_1 k \quad (1.2)$$

где  $\psi_{\phi m}$  - амплитудное значение потокосцепления фазы;  $\Phi_m$  - амплитудное значение потока;  $f$  - частота;  $w_1$  - число витков фазы обмотки статора;  $K_{w_1}$  - обмоточный коэффициент для основной гармоники поля.

Магнитный поток  $\Phi_m$  можно представить в виде суммы потоков  $\Phi_{\delta m}$  действующего в воздушном зазоре, и  $\Phi_{\sigma m}$  - потока рассеяния статора.

Первая гармоника потока в воздушном зазоре:

$$\Phi_{\delta_1} = \frac{2}{\pi} d'_{\delta} B_{m1} \quad (1.3)$$

где  $\ell'_\delta$  - расчетная длина машины;  $\tau$  - полюсное деление. Для амплитуды первой гармоники магнитного поля имеем:

$$B_{m_1} = \frac{\mu_0}{\delta'} F_{a_1} \quad (1.4)$$

Здесь: магнитная проницаемость воздушного зазора  $\mu_0 = 4\pi 10^7$  Гн/м;  
 приведенный воздушный зазор  $\delta' = K_\delta \delta$  ( $\delta$  - величина воздушного зазора,  
 $K_\delta = K_{\delta_1} K_{\delta_2}$  коэффициент Картера).

Коэффициенты магнитной проводимости зазора:

$$\begin{aligned} K_{\delta_1} &= \frac{t_{z_1}}{t_{z_1} C_{\Pi_1} \delta}; & C_{\Pi_1} &= \frac{(\epsilon_{\Pi_1} / \delta)^2}{5 + \epsilon_{\Pi_1} / \delta}; \\ K_{\delta_2} &= \frac{t_{z_2}}{t_{z_2} - C_{\Pi_2} \delta}; & C_{\Pi_2} &= \frac{(\epsilon_{\Pi_2} / \delta)^2}{5 + \epsilon_{\Pi_2} / \delta}; \end{aligned} \quad (1.5)$$

где  $t_{z_1}$  и  $t_{z_2}$  - зубцовые деления статора и ротора соответственно;  $\epsilon_{\Pi_1}$  и  $\epsilon_{\Pi_2}$  - ширина паза статора и ротора.

Первая гармоническая НС обмотки статора:

$$F_{a_1} = \frac{m_1 \sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{w_1 K_{w_1}}{p} I_o \quad (1.6)$$

где  $m_1$  - число фаз статорной обмотки,  $p$  - число пар полюсов,  $I_o$  - намагничивающий ток статора.

В синхронном генераторном режиме ту же величину НС должна создать обмотка ротора.

По аналогии с выражением для НС трехфазной обмотки ротора асинхронной машины [37] можно получить общее выражение НС при питании обмотки ротора постоянным током.

$$F_f = \sum_{\nu} F_{\phi\nu m} \cos \nu x + \sum_{\nu} F_{\phi\nu m} \cos \nu \left( x - \frac{2}{3} \pi \right) + \sum_{\nu} F_{\phi\nu m} \cos \nu \left( x - \frac{4}{3} \pi \right) \quad (1.7)$$

Запишем выражения НС применительно к схемам соединения обмоток, приведенных на рис. 1.1.

$$F_f^a = \sum_{\nu} F_{\phi\nu m} \cos \nu x + \sum_{\nu} F_{\phi\nu m} \cos \nu \left( x - \frac{2}{3} \pi \right) = -2 \sum_{\nu} F_{\phi\nu m} \sin \nu \frac{\pi}{3} \sin \nu \left( x - \frac{\pi}{3} \right) \quad (1.8)$$

$$F_f^b = \frac{1}{2} \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu x + \frac{1}{2} \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) - \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) = - \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \left[ \left(1 - \cos \nu \frac{2}{3} \pi\right) \cos \nu \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) \right] \quad (1.9)$$

$$F_f^c = \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu x + \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu \left(x - \frac{4}{3} \pi\right) - \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) = \sum_{\nu} F_{\phi_{\nu m}} \cos \nu \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) \left(2 \cos \nu \frac{2}{3} \pi - 1\right) \quad (1.10)$$

В этих выражениях  $F_{\phi_{\nu m}} = \frac{2}{3} \cdot \frac{w K_{w_2} \nu}{\nu p} I_f$  - НС, созданная одной фазой обмотки;  $w_2$  - число последовательно соединенных витков фазы обмотки ротора;  $K_{w_2 \nu}$  - обмоточный коэффициент обмотки ротора для  $\nu$ -й гармоники. Так как роторная обмотка всегда выполняется с полным шагом, то в этих условиях обмоточный коэффициент равен коэффициенту распределения

$$K_{p_2 \nu} = \frac{\sin(\nu \pi / 2m)}{q_2 \sin(\nu \pi / 2mq_2)} \quad (1.11)$$

Амплитуда основной гармоники НС фазы обмотки

$$F_{\phi_1 m} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{w_2 K_{w_2}}{p} I_f \quad (1.12)$$

Найдем значения НС для ряда гармонических:

1) схема рис.1.1- а.

$$\begin{aligned} F_{f_1}^a &= F_{\phi_1 m} \cos x - F_{\phi_1 m} \cos \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) = F_{\phi_1 m} \left[ \cos x - \cos \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) \right] = \\ &= -2F_{\phi_1 m} \left[ \sin \left(x - \frac{\pi}{3}\right) \sin \frac{\pi}{3} \right] = -\sqrt{3} F_{\phi_1 m} \sin \left(x - \frac{\pi}{3}\right) \\ F_{f_3}^a &= F_{\phi_3 m} \cos 3x - F_{\phi_3 m} \cos 3 \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) = -2F_{\phi_3 m} \left[ \sin(3x - \pi) \sin \pi \right] = 0 \\ F_{f_5}^a &= F_{\phi_5 m} \cos 5x - F_{\phi_5 m} \cos 5 \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) = -2F_{\phi_5 m} \left[ \sin 5 \left(x - \frac{\pi}{3}\right) \sin 5 \frac{\pi}{3} \right] = \\ &= -2F_{\phi_5 m} \left( -\cos \frac{\pi}{6} \right) \sin 5 \left(x - \frac{\pi}{3}\right) = \sqrt{3} F_{\phi_5 m} \sin 5 \left(x - \frac{\pi}{3}\right) \\ F_{f_7}^a &= F_{\phi_7 m} \cos 7x - F_{\phi_7 m} \cos 7 \left(x - \frac{2}{3} \pi\right) = 2F_{\phi_7 m} \left[ \sin 7 \left(x - \frac{\pi}{3}\right) \sin \frac{\pi}{3} \right] = \\ &= -\sqrt{3} F_{\phi_7 m} \sin 7 \left(x - \frac{\pi}{3}\right) \end{aligned} \quad (1.13)$$

Третьи и кратные трем гармоники отсутствуют. Отношение любой гармоники результирующей НС к соответствующей гармонике НС фазы составляет

$$\frac{F_{fv}^{\alpha}}{F_{\Phi v}} = \sqrt{3} \quad (1.14)$$

схема рис. 1.1 - б.

$$\begin{aligned} F_{f_1}^b &= \frac{1}{2} F_{\Phi m} \cos x + \frac{1}{2} F_{\Phi m} \cos(x - \frac{4}{3}\pi) - F_{\Phi m} \cos(x - \frac{2}{3}\pi) = \\ &= F_{\Phi m} \left\{ \frac{1}{2} [\cos x + \cos(x - \frac{4}{3}\pi)] - \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \right\} = F_{\Phi m} \left[ \frac{1}{2} (2 \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \cos \frac{2}{3}\pi) - \right. \\ &\left. - \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \right] = F_{\Phi m} (\cos \frac{2}{3}\pi - 1) \cos(x - \frac{2}{3}\pi) = -1,5 F_{\Phi m} \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \\ F_{f_1}^b &= \frac{1}{2} F_{\Phi m} \cos x + \frac{1}{2} F_{\Phi m} \cos(x - \frac{4}{3}\pi) - F_{\Phi m} \cos(x - \frac{2}{3}\pi) = \\ &= F_{\Phi m} \left\{ \frac{1}{2} [\cos x + \cos(x - \frac{4}{3}\pi)] - \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \right\} = \\ &= F_{\Phi m} \left[ \frac{1}{2} (2 \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \cos \frac{2}{3}\pi) - \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \right] = F_{\Phi m} (\cos \frac{2}{3}\pi - 1) \cos(x - \frac{2}{3}\pi) = \\ &-1,5 F_{\Phi m} \cos(x - \frac{2}{3}\pi) \\ F_3^b &= \frac{1}{2} F_{\Phi_3 m} \cos 3x + \frac{1}{2} F_{\Phi_3 m} \cos 3(x - \frac{4}{3}\pi) - F_{\Phi_3 m} \cos 3(x - \frac{2}{3}\pi) = \\ &= F_{\Phi_3 m} \left\{ \frac{1}{2} [(\cos 3x + \cos 3(x - \frac{4}{3}\pi))] - \cos 3(x - \frac{2}{3}\pi) \right\} = \\ &F_{\Phi_3 m} \left[ \frac{1}{2} \cdot 2 \cos 3(x - \frac{2}{3}\pi) \cos 2\pi - \cos 3(x - \frac{2}{3}\pi) \right] = 0 \\ F_{f_5}^b &= \frac{1}{2} F_{\Phi_5 m} \cos 5x + \frac{1}{2} F_{\Phi_5 m} \cos 5(x - \frac{4}{3}\pi) - F_{\Phi_5 m} \cos 5(x - \frac{2}{3}\pi) = \\ &= F_{\Phi_5 m} \left\{ \frac{1}{2} [(\cos 5x + \cos 5(x - \frac{4}{3}\pi))] - \cos 5(x - \frac{2}{3}\pi) \right\} = \\ &= F_{\Phi_5 m} \left[ \frac{1}{2} \cdot 2 \cos 5(x - \frac{2}{3}\pi) \cos \frac{10\pi}{3} - \cos 5(x - \frac{2}{3}\pi) \right] = \\ &= F_{\Phi_5 m} \cos 5(x - \frac{2}{3}\pi) (\cos \frac{10\pi}{3} - 1) = -1,5 F_{\Phi_5 m} \cos 5(x - \frac{2}{3}\pi) \end{aligned} \quad (1.15)$$

$$\begin{aligned}
F_{\phi_7}^a &= \frac{1}{2} F_{\phi_7m} \cos 7x + \frac{1}{2} F_{\phi_7m} \cos 7\left(x - \frac{4}{3}\pi\right) - F_{\phi_7m} \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) = \\
&= F_{\phi_7m} \left\{ \frac{1}{2} \left[ \cos 7x + \cos 7\left(x - \frac{4}{3}\pi\right) \right] - \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \right\} = \\
&= F_{\phi_7m} \left[ \frac{1}{2} 2 \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \cos \frac{14\pi}{3} - \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \right] = \\
&= F_{\phi_7m} \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \left( \cos \frac{14\pi}{3} - 1 \right) = -1,5 F_{\phi_7m} \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right)
\end{aligned} \tag{1.16}$$

Третьи и кратные трем гармоники отсутствуют. Отношение любой гармоники результирующей НС к соответствующей гармонике НС фазы

$$\text{составляет } \frac{F_{fv}^b}{F_{\Phi v}} = 1,5$$

1) Схема рис. 1.1 - с.

$$\begin{aligned}
F_{f_1}^c &= F_{\Phi_1m} \cos\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \left( 2 \cos \frac{2}{3}\pi - 1 \right) = -2 F_{\Phi_1m} \cos\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \\
F_{f_3}^c &= F_{\Phi_3m} \cos 3\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \left( 2 \cos 3 \frac{2}{3}\pi - 1 \right) = 0 \\
F_{f_5}^c &= F_{\Phi_5m} \cos 5\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \left( 2 \cos 5 \frac{2}{3}\pi - 1 \right) = -2 F_{\Phi_5m} \cos 5\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \\
F_{f_7}^c &= F_{\Phi_7m} \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right) \left( 2 \cos 7 \frac{2}{3}\pi - 1 \right) = -2 F_{\Phi_7m} \cos 7\left(x - \frac{2}{3}\pi\right)
\end{aligned} \tag{1.17}$$

Третьи и кратные трем гармоники отсутствуют. Отношение любой гармоники результирующей НС к соответствующей гармонике НС фазы составляет  $F_{fv}^c / F_{\Phi v} = 2$ .

Из приведенных данных следует, что при прохождении по обмотке ротора тока одной и той же величины, при разных схемах её подключения к источнику постоянного тока, схема приведенная на рис. 1.1 с, обеспечивает наибольшую НС, в 1,15 раз больше по сравнению со схемой 1.1 а и в 1,33 – по сравнению со схемой на рис. 1.1 б. Но в таком же отношении возрастает в этой схеме и амплитуды всех высших гармоник. Поэтому применение данной схемы не может быть рекомендовано.

При расчетах и исследованиях синхронных генераторов широко используют так называемый коэффициент формы поля -  $K_f$ , представляющий

отношение амплитуды основной гармоники поля возбуждения  $B_{f_{m_1}}$  к действительному максимальному значению этого поля -  $B_{f_m}$ . Так как асинхронный двигатель с фазным ротором, работающий в синхронном генераторном режиме, принципиально представляет собой синхронный неявнополюсный генератор, то определение этой величины в нашем случае также необходимо.

Максимальная индукция поля возбуждения может быть определена из выражения

$$B_{f_m} = \frac{\mu_0}{\delta} = \frac{w_2 I_f}{2p} \quad (1.18)$$

Амплитуда основной гармоники поля возбуждения

$$B_{f_{1m}} = \frac{\mu_0}{\delta} F_{f_{1m}} \quad (1.19)$$

Учитывая, что  $F_{f_{1m}} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{w_2 K_{w_2}}{p} I_f$  [31], получим

$$B_{f_{1m}} = \frac{\mu_0}{\delta} \cdot \frac{4}{\pi} \cdot \frac{w_2 I_f}{2p} K_{w_2} = \frac{4}{\pi} E \quad (1.20)$$

Как указывалось, в асинхронных машинах с фазным ротором роторная обмотка всегда выполняется с полным шагом и поэтому  $K_{w_2} = K_{p_2}$

Коэффициент распределения роторной обмотки для первой гармоники поля можно выразить следующим образом

$$K_{p_2} = \frac{\sin \frac{\pi}{2m}}{q \sin \frac{\pi}{2mq}} \quad (1.21)$$

с учетом выражения (1.21) получим

$$K_f = \frac{B_{f_{1m}}}{B_{f_m}} = \frac{4}{\pi} K_{p_2} = \frac{4}{\pi} \cdot \frac{\sin}{q \sin} \quad (1.22)$$

Полученная формула отличается от формул коэффициента формы синхронных неявнополюсных машин

$$K_f = \frac{8 \sin(\gamma \frac{\pi}{2})}{\pi^2 \gamma} \quad \text{или} \quad K_f = \frac{4}{\pi} \frac{\sin(\gamma \frac{\pi}{2})}{\gamma \frac{\pi}{2}} \quad (1.23)$$

где  $\gamma$  – отношение числа пазов, содержащих обмотку возбуждения к общему числу пазовых делений.

Полную намагничивающую силу, созданную роторной обмоткой, приходящейся на один полюс, можно определить из выражения

$$F_{fm} = \frac{I_f w_{\text{Э}}}{2p} \quad (1.24)$$

где эквивалентное число витков обмотки возбуждения  $w_{\text{Э}}$  в зависимости от схемы подключения обмотки ротора к источнику постоянного тока будет равно:

$$\begin{aligned} w_{\text{Э}}^a &= \sqrt{3}w_2; \quad w_{\text{Э}}^b = 1,5w_2; \\ w_{\text{Э}}^c &= 2w_2 \end{aligned} \quad (1.25)$$

Амплитуда основной гармоники НС, созданной обмоткой возбуждения

$$F_{fm} = K_f F_{fm} \quad (1.26)$$

Выше было приведено выражение для определения основной гармоники НС, созданный намагничивающим током статора (1.6). В режиме синхронного генератора амплитуда первой гармоники НС, созданной обмоткой ротора, должна быть равна амплитуде первой гармоники НС, созданной обмоткой статора

$$F_{am} = K_f F_{fm} \quad (1.27)$$

или

$$F_{fm} = \frac{1}{K_f} F_{am} = K_{a_1} K_a \quad (1.28)$$

где  $K_a = \frac{\pi}{4} \cdot \frac{q \sin \frac{\pi}{2mq}}{\sin \frac{\pi}{2mq}}$  называется коэффициентом приведения НС обмотки

статора (НС реакции якоря) к НС обмотки возбуждения.

Подставив (1.6) и (1.16) в (1.28) и решая выражение относительно тока возбуждения, получим значение тока возбуждения, эквивалентное току статора

$$I_f = \frac{K_a F_a 2p}{w_3} = \frac{\pi}{4K_{w_2}} \cdot \frac{m_1 \sqrt{2}}{\pi} \cdot \frac{w_1 K_{w_1}}{w_3 p} 2p I_o = \frac{m}{\sqrt{2}} \cdot \frac{w_1}{w_3} \quad (1.29)$$

Выражая эквивалентное число витков обмотки возбуждения  $w_3$ , через число витков фазы роторной обмотки  $w_2$ , используя соотношения (1.17) получим значения тока возбуждения, эквивалентные току статора, для каждого варианта схемы подключения роторной обмотки к источнику постоянного тока.

$$I_f^a = \frac{m_1}{\sqrt{6}} \cdot \frac{w_1 K_{w_1}}{w_2 K_{w_2}} I_o \quad (1.30)$$

$$I_f^b = \frac{m_1}{1,5\sqrt{2}} \cdot \frac{w_1 K_{w_1}}{w_2 K_{w_2}} I_o \quad (1.31)$$

$$I_f^c = \frac{m_1}{2\sqrt{2}} \cdot \frac{w_1 K_{w_1}}{w_2 K_{w_2}} I_o \quad (1.32)$$

Как следует из приведенных выражений, для получения одной и той же величины НС вариант схемы с требует на 25% меньше ток возбуждения, чем вариант схемы b и на 13.4% меньше, чем вариант схемы a.

Таким образом, выражения (1.26), (1.27) и (1.28) позволяют получить величину тока возбуждения ротора, который создает в воздушном зазоре основную гармонику НС той же величины, что и намагничивающий ток статора.

Не весь поток созданный обмоткой возбуждения пересекает воздушный зазор и сцепляется с обмоткой статора. Полный поток возбуждения в синхронном режиме равен

$$\Phi_f = \Phi_d + \Phi_s \quad (1.33)$$

где  $\Phi_d$  - основной поток,  $\Phi_s$  - поток рассеяния.

Поток рассеяния определяется с помощью коэффициента рассеяния

$$K_s = \frac{\Phi_d + \Phi_s}{\Phi_d} = 1 + \frac{\Phi_s}{\Phi_d} \quad (1.34)$$

Для асинхронных машин с фазным ротором  $K_s = 1,01 \div 1,03$ . Как уже отмечалось, в обмотке статора ЭДС индуцируется не только основным потоком, но и потоком рассеяния. Поэтому для получения электродвижущей силы той же величины, но с помощью основного потока, его необходимо

увеличить, чтобы скомпенсировать уменьшение ЭДС, вызванное отсутствием потока рассеяния. С учетом потоков рассеяния статора и ротора ток в обмотке возбуждения ротора необходимо увеличить на такую величину, чтобы основной поток возрос примерно на 5%.

В статорной обмотке ЭДС индуцируется не только основной гармоникой поля, но и гармониками высокого порядка.

В двигательном режиме, когда машина подсоединена к источнику синусоидального напряжения, все вращающиеся гармоники несинусоидальной составляющей магнитного поля индуцируют в обмотке электродвижущие силы одной и той же частоты, равной частоте тока в обмотке. Как показывает анализ [38], индуцированные гармониками поля высокого порядка электродвижущие силы совпадают по фазе и складываются арифметически с ЭДС, индуцированной основной гармоникой поля. Гармоники высокого порядка не искажают форму кривой ЭДС и суммарная ЭДС остается синусоидальной. Отношение ЭДС, индуцированных гармониками высокого порядка к ЭДС фазы равно:

$$\frac{E_v}{E_\phi} = \frac{\sum_{v \neq 1} E_{\phi v}}{E_\phi} = \sum_{v \neq 1} \frac{K_{wv} I}{\sqrt{K_{w1}}} \quad (1.35)$$

Практически, в машинах это отношение варьирует в пределах  $0,005 \div 0,05$ . Меньшие значения соответствуют обмоткам с укороченным шагом  $\beta \approx 0,83$  и большим числом пазов, приходящих на один полюс и одну фазу.

С учетом гармоник высокого порядка в генераторном режиме поток в воздушном зазоре необходимо повысить еще на несколько процентов. Также необходимо иметь в виду, что в генераторном режиме ЭДС статора должна быть на 5% выше, чем в двигательном. Таким образом, в генераторном режиме амплитуда первой гармоники потока в воздушном зазоре необходимо повысить на 10-13% по сравнению с двигательным режимом. Для увеличения потока в воздушном зазоре необходимо увеличить ток возбуждения в обмотке ротора. При этом, намагничивающая сила ротора, учитывая эффект насыщения магнитной цепи, будет расти в большей степени, чем магнитный поток.

Максимальное значение первой гармонической индукции в воздушном зазоре

$$B_{m_1} = K_f \frac{\mu_0}{\delta'} \cdot \frac{F_f}{K_\mu} \quad (1.36)$$

где коэффициент насыщения  $K_\mu = \frac{F_f}{F_f - F_C}$ ,  $F_C$  - намагничивающая сила стальных участков. Коэффициент насыщения  $K_\mu > 1$  и носит нелинейный характер. С ростом первой гармонической индукции  $B_{m_1}$  увеличивается и коэффициент насыщения.

Повышенное значение тока возбуждения, которое соответствует увеличенному значению индукции в воздушном зазоре, зависит от магнитной характеристики конкретной машины.

#### ***1.4. Влияние несимметричной нагрузки СГФ на работу схемы возбуждения***

Как уже отмечалось, асинхронный двигатель с фазным ротором, работающий в синхронном генераторном режиме, по существу является синхронным неявнополюсным генератором и все особенности работы такой машины при несимметричных нагрузках в полной мере распространяются на СГФ.

Анализ работы синхронных генераторов в несимметричных режимах достаточно хорошо освещен в литературе [ 30, 31, 37, 38, 42 и др.].

Рассмотрим реальные условия работы СГФ в таком режиме. Предельным случаем несимметричной нагрузки является несимметричные, установившиеся короткие замыкания. Рассмотрим весьма часто встречаемое двухфазное короткое замыкание, схема которой представлена на рис. 1.4.

Для анализа работы используется метод симметричных составляющих. Согласно этому методу, в общем случае, несимметричная система токов раскладывается на три симметричные системы токов: прямой  $I_1$ , обратной  $I_2$  и нулевой  $I_0$  последовательности.

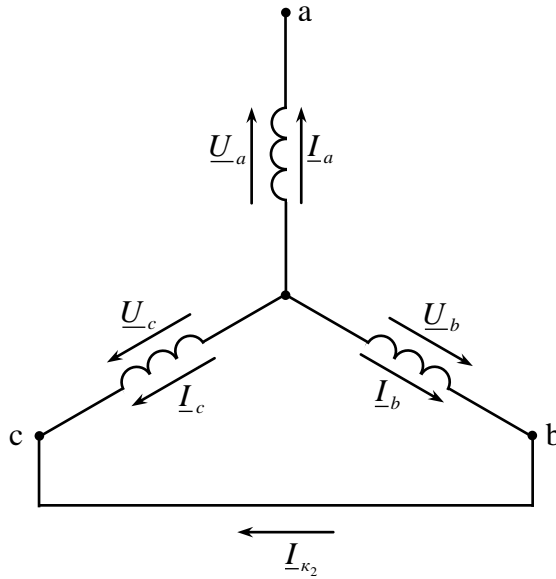


Рис. 1.4. Схема двухфазного короткого замыкания

Обычно, в асинхронных двигателях при соединении обмотки статора в звезду нулевая точка изолирована. В этом случае система несимметричных векторов тока разлагается на две симметричные системы векторов тока - прямой и обратной последовательности. Система нулевой последовательности, вследствие отсутствия тока через заземление не играет, отсутствует.

Для приведенной схемы (рис 1.4) обращаются в нуль линейные напряжения

$$\underline{U}_{bc} = \underline{U}_b - \underline{U}_c = 0 \quad (1.37)$$

Кроме того, токи короткого замыкания в фазах  $b$  и  $c$  одинаковы  $\underline{I}_b = -\underline{I}_c$ , а ток  $b$  фазе  $a$  отсутствует.

Симметричные составляющие токов выражают через ток короткого замыкания  $\underline{I}_{k_2}$ . Ток нулевой последовательности:

$$\underline{I}_o = \frac{1}{3}(\underline{I}_b + \underline{I}_c) = 0 \quad (1.38)$$

Используя основные соотношения метода симметричных составляющих [30, 31, 33, 37, 38 и др.], получим выражения для токов прямой и обратной последовательности

$$\underline{I}_1 = \frac{1}{3} \underline{I}_b (a - a^2) = j \frac{\underline{I}_{k_2}}{\sqrt{3}} \quad (1.39)$$

$$\underline{I}_2 = \frac{1}{3} I_b (a^2 - a) = -\underline{I}_1 = -j \frac{I_{k2}}{\sqrt{3}} \quad (1.40)$$

где  $a = e^{j\frac{2\pi}{3}}$ . Векторная диаграмма токов приведена на рис. 1.5.

Система токов прямой последовательности в фазах обмотки статора образует основную гармоническую НС, вращающуюся со скоростью  $n_1 = 2\pi f_1 / p$  в направлении прямого чередования фаз ( $a \rightarrow b \rightarrow c$ ). С такой же скоростью вращается созданное этой НС поле. В синхронном установившемся режиме эта НС неподвижна относительно ротора, и следовательно, поле также неподвижно относительно ротора.

Система токов обратной последовательности в фазах обмотки статора образует основную гармоническую НС, которая вращается с угловой скоростью  $\Omega_2 = 2\pi f_1 / p = -\Omega_1$  в направлении обратного чередования фаз ( $a \rightarrow c \rightarrow b$ ). С этой же скоростью вращается и созданное этой НС поле. Относительно ротора это поле вращается со скольжением  $S_2 = (\Omega_2 - \Omega_1) / \Omega_2 = (\Omega_2 + \Omega_1) / \Omega_2 = 2$  и индуцирует в роторной обмотке токи двойной частоты ( $s_2 f_1 = 2f_1$ ).

Переменные токи двойной частоты, индуцируемые в обмотке возбуждения, будут накладываться на постоянный ток и искажать его форму, что может привести к искажению формы выходного напряжения генератора.

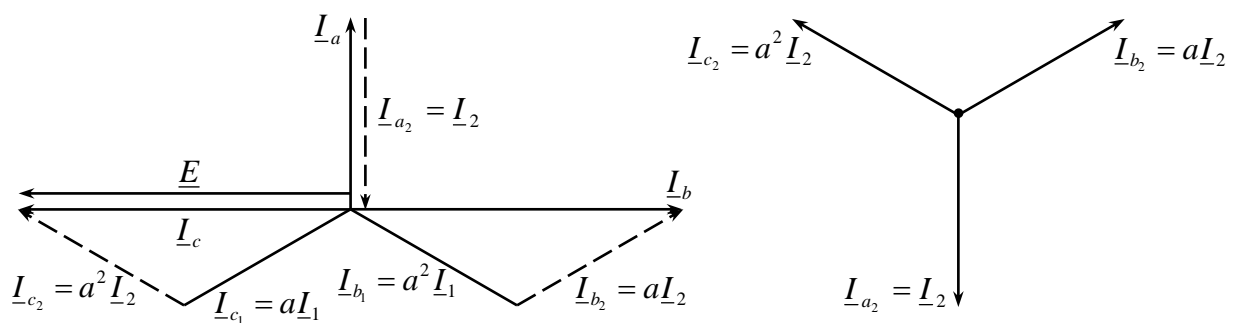


Рис 1.5. Векторная диаграмма токов при двухфазном коротком замыкании

При несимметричных режимах в схемах обмоток возбуждения, рис. 1.1, а и рис. 1.1, с, наводимая полем обратной последовательности ЭДС  $E_2$ , должна вызвать ток, который будет замыкаться через источник постоянного тока. Так

как сопротивление всей цепи обмотки возбуждения достаточно велико, то этот ток будет незначительным.

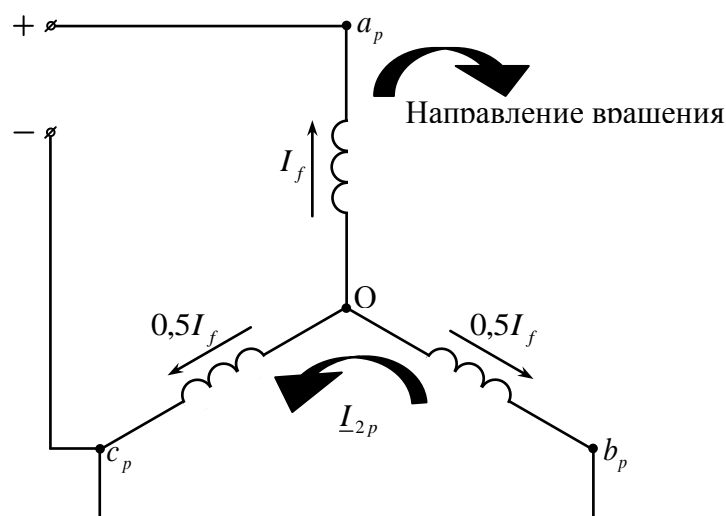


Рис 1.6. Схема подсоединения обмотки ротора к источнику постоянного тока

При использовании схемы рис. 1.1, б, или, что то же самое рис.1.6, индуцируемый переменный ток двойной частоты будет замыкаться в контуре  $Ob_p c_p$ . Величина этого тока практически будет определяться только индуктивным сопротивлением обмоток  $Ob_p$  и  $Oc_p$ , так как их активное сопротивление невелико и он может достичь значительных величин. При этом этот ток может вызвать значительный нагрев обмотки возбуждения, а форма результирующей НС обмотки сильно исказиться.

Таким образом, с точки зрения несимметричных режимов работы генератора, схемы обмоток возбуждения, приведенные на рис.1.1, а и рис.1.1, с предпочтительнее, чем схема обмотки, приведенная на рис 1.1, б и требует меньших ограничений.

Следует отметить, что вопросы допустимой несимметричной нагрузки асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора, требует отдельных серьезных исследований и выходят за рамки настоящей работы.

Как известно, асинхронные машины выполняются с малым воздушным зазором - гораздо меньшим, чем в синхронных. В связи с этим главные индуктивные сопротивления у асинхронных машин, в том числе и с фазным

ротором, работающих в синхронном генераторном режиме, будут гораздо выше. Например, Асинхронный двигатель с фазным ротором типа АК-114-6, мощностью 320 кВт, при реализации в синхронном генераторном режиме мощности 192 кВт имеет главное индуктивное сопротивление

$$X_{ax} = \frac{\sqrt{2} \mu_0 K_{aT} \tau}{\pi K_{\mu} K_{\delta} \delta} \cdot \frac{A_H}{B_{\delta H}} = \frac{\sqrt{2} \cdot 4\pi 10^{-7} \cdot 0,925 \cdot 27,5 \cdot 35200}{\pi \cdot 1,55 \cdot 1,957 \cdot 0,1 \cdot 0,454} = 3,94$$

где линейная нагрузка при реализации вышеуказанного режима  $A = 38,2 \cdot 10^3 \text{ A/M}$ ; индукция в воздушном зазоре  $B_{\delta} = 0,454 \text{ Тл}$ , воздушный зазор  $\delta = 0,1 \text{ см}$ , полюсное деление  $\tau = 27,5 \text{ см}$ , обмоточный коэффициент  $K_{w1} = 0,925$ , коэффициент насыщения 1,55, коэффициент воздушного зазора  $K_{\delta} = 1,95$ .

Примерно близкие значения главного индуктивного сопротивления имеют и другие асинхронные машины.

В то же время в неявнополюсных синхронных машинах эта величина гораздо ниже. Например, у турбогенераторов  $X_a = 1,1 \div 1,25$ .

Исходя из вышесказанного, можно утверждать, что асинхронные двигатели с фазным ротором, работающие в синхронном генераторном режиме, будут обладать гораздо меньшей статической и динамической устойчивостью и статической перегружаемостью, чем синхронные генераторы. Поэтому, асинхронные двигатели с фазным ротором могут быть рекомендованы для работы в автономном генераторном режиме. В то же время ударный ток внезапного короткого замыкания в этих машинах будут ниже.

### ***1.5 Максимально реализуемая мощность генераторного режима***

Для принятия решений об использовании асинхронного двигателя с фазным ротором для работы в синхронном генераторном режиме необходимо прежде всего знать процент от номинальной мощности двигателя, который может быть использован в режиме генератора без конструктивной переделки машины.

Как указывалось выше, в двигательном режиме основной поток холостого хода создается намагничивающим током статора, в генераторном режиме - током возбуждения, протекающим по роторной обмотке. Ток возбуждения должен быть на несколько процентов выше, чем намагничивающий ток (примерно на 7-10%). При нагрузке генератора ток возбуждения должен компенсировать противоток реакции якоря, который в машине с малым воздушным зазором значителен. Таким образом, в генераторном режиме обмотка статора оказывается недогруженной, а обмотка ротора - перегруженной.

По условиям охлаждения, ток в роторной обмотке в генераторном режиме должен быть равен или незначительно превышать ток ротора в двигательном режиме. Некоторое повышение тока ротора в генераторном режиме допустимо из-за того, что при разгрузке обмотки статора температура общего теплового поля снижается. Таким образом, допустимая реализуемая мощность генератора лимитируется током ротора и может быть определена только после установления максимально допустимого по условиям охлаждения тока возбуждения. Если известны расчетные данные конкретного двигателя, то величину тока возбуждения холостого хода можно определить по выражениям (1.30-1.32). Но в подавляющем большинстве случаев имеются только паспортные данные конкретного двигателя.

В то же время с помощью справочной литературы, можно установить обмоточные данные и достаточно точно определить основные размеры магнитной цепи машины. В частности, по многим машинам помимо паспортных данных приводятся размеры наружного и внутреннего диаметров статора, его длина, наружный диаметр ротора, число пазов статора и ротора, размеры пазов, величина воздушного зазора, тип обмотки статора и ротора, число витков, число параллельных ветвей, размеры обмоточного провода, величины активных сопротивлений обмоток и ряд других. По имеющим данным можно определить величину основного магнитного потока, индукцию в воздушном зазоре, индуктивные сопротивления машины. Имея представление о марках применяемых магнитных материалов для того или иного класса машин, можно определить величину необходимой намагничивающей силы машины. Иными словами, имеющиеся данные достаточны для проведения расчета магнитной цепи машины при холостом ходе. Так как подразумевается, что асинхронный

двигатель с фазным ротором будет работать в синхронном генератором режиме, то этот расчет желательно проводить по методикам, применяемым для проектирования неявнополюсных синхронных машин, например [34, 35]. Подобный расчет был проведен для ряда машин. С целью проверки правильности предлагаемого метода была экспериментально снята характеристика холостого хода асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора для двигателя АК-114-6, мощностью 320 кВт, напряжением 380 В, синхронной частотой вращения 1000 об/мин. На рис.1.7 приведены расчетная (1) и экспериментальная (2) кривые холостого хода данной машины. Расчет и эксперимент проведены для схемы обмотки ротора рис.1.1 - а.

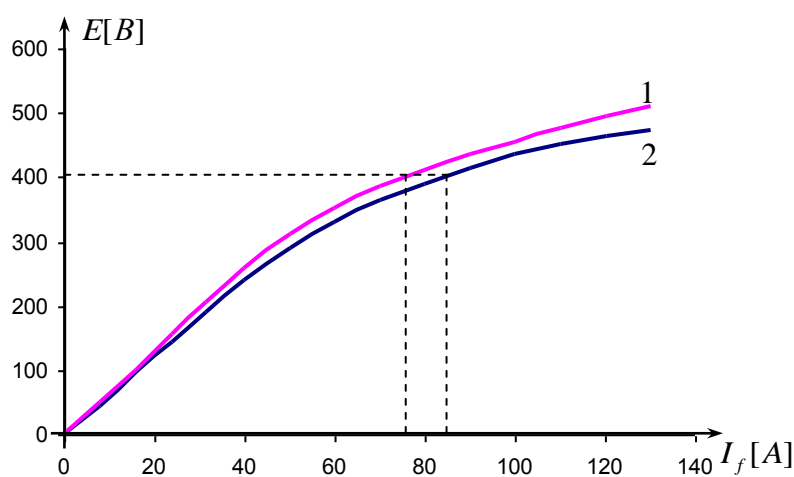


Рис. 1.7. Характеристика холостого хода АДФ АК-144-6 в режиме СГФ  
1 - расчетная, 2 - экспериментальная

Сходимость приведенных кривых достаточно высока, что свидетельствует о верности предлагаемой методики расчета магнитной цепи.

Отличие предлагаемой методики от традиционной определяется различными задачами, решаемыми в ходе расчета. Традиционная методика позволяет по заданной мощности, напряжению, частоте вращения и некоторым другим данным определить основные размеры, обмоточные данные и электромагнитные нагрузки проектируемой машины.

Наша цель - определить приемлемые электромагнитные нагрузки и реализуемую при этом мощность генератора по заданному напряжению, частоте вращения, заданным обмоточным данным и размерам магнитной цепи машины.

По полученным в ходе расчете данным, задаваясь разными электромагнитными нагрузками, с помощью диаграммы Потье и с заданным числом витков обмотки возбуждения определяется ток возбуждения машины. При этом, максимально реализуемой мощности генератора должен соответствовать ток возбуждения, равный или несколько выше номинального тока ротора базовой асинхронной машины.

В таб. 1.2 приведены данные максимально реализуемой мощности генераторного режима ряда асинхронных двигателей. Так как машины предназначены для работы в автономном режиме, поэтому принимаем  $\cos\varphi=0,85$ , схема соединения обмотки возбуждения – рис. 1.1 а.

Максимально реализуемая мощность генераторного режима.

Таблица 1.2

Тип двигателя	Номинальная мощность кВт	Частота вращения об/мин	Ток ротора номинальный А	Ток обмотки возбуждения А	Реализуемая мощность генератора кВт	% реализуемой мощности
4AK16038	5,5	750	14	13,5	1,9	34,5
4AK160H6	10	1000	20	21	3,8	38
4AK20026	22	1000	45	47	10	45,5
4АНК280М6	110	1000	297	305	60	54,5
AK-114-6	320	1000	354	334	192	60
4АНК355М4	400	1500	485	504	242	60,5

На рис 1.8 приведена зависимость максимально реализуемой мощности в генераторном режиме в процентах от номинальной мощности базового асинхронного двигателя.

Как видно из приведенных данных, максимально реализуемая мощность генераторного режима от мощности базового двигателя лежит в достаточно узких пределах 34-60%.

Рост реализуемой мощности генераторного режима, в зависимости от роста мощности базового двигателя объясняется уменьшением доли намагничивающего тока с ростом мощности двигателя. Здесь же отметим, что с уменьшением  $\cos\varphi$  максимально реализуемая активная мощность генератора

снижается. Это объясняется увеличением противотока реакции якоря, и как следствие, увеличением тока возбуждения. Так как рост максимально реализуемой активной мощности асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в синхронном генераторном режиме, ограничивается током возбуждения, то он возможен только после принятия специальных мер, позволяющих разгрузить обмотку ротора за счет тока возбуждения холостого хода.

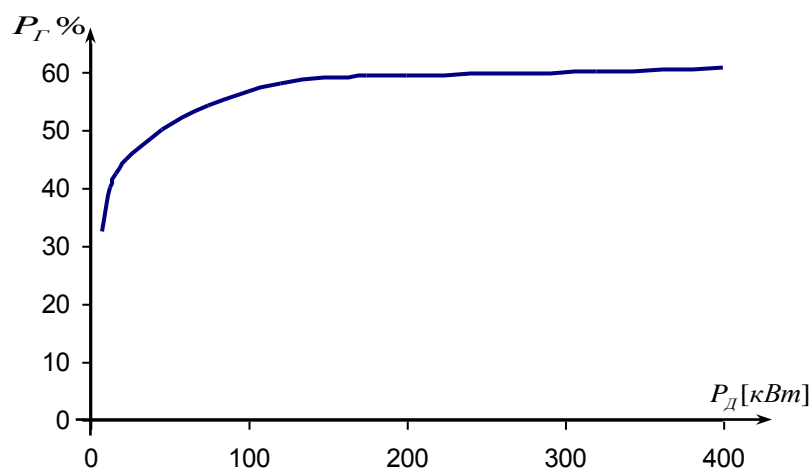


Рис. 1.8 Максимально реализуемая мощность генераторного режима в зависимости от номинальной мощности базового АДФ.

### ***Выводы по первой главе***

1. Предложены схемы роторной обмотки АДФ для использования в качестве обмотки возбуждения СГФ.

2. Несмотря на то, что, схема рис 1.1, с обеспечивает наибольшую НС, она не может быть рекомендована для использования в качестве ОВ СГФ, так как во-первых, для её реализации требуется конструктивная переделка машины, во-вторых, она не отвечает требованиям, предъявляемым к обмоткам возбуждения неявнополюсных синхронных генераторов.

3. Амплитуда первой гармоники НС для схемы рис 1.1, а на 12-14% выше, чем для схемы рис 1.1, б.

4. Показана физическая картина перераспределения намагничивающего тока со статора на ротор, при переводе асинхронного двигателя с фазным ротором на работу в синхронный генераторный режим.

5. Дано новое выражение коэффициента формы поля  $K_f$  СГФ, отличающееся от подобных выражений для неявнополюсных синхронных машин.

6. Даны формулы для расчета тока возбуждения холостого хода СГФ при известном намагничивающем токе базового двигателя.

7. Показано влияние несимметричной нагрузки СГФ на работу его схемы возбуждения.

8. Предложена методика определения максимально реализуемой мощности СГФ. На основе расчетных данных приведена зависимость максимально реализуемой мощности СГФ от номинальной мощности базового АДФ.

## Глава II

### Определение картины теплового состояния генератора

#### *2.1 Методы тепловых исследований электрических машин*

Общеизвестно, что мощность электрической машины определяется ее тепловым состоянием. Нагрев электрической машины, наряду с другими факторами – такими, как механические усилия, перенапряжения и др., определяют ее срок службы. Допустимое превышение температуры электрической машины зависит, прежде всего, от класса изоляции и обеспечивается способами охлаждения и соответствующими конструктивными особенностями конкретных машин, которые для асинхронных машин достаточно полно отображены в литературе [29,39,40,41,42,43]. На начальной стадии проектирования асинхронных машин в систему расчета закладывается величина удельной тепловой нагрузки статора  $A_1 J_1$ , характеризующаяся произведением линейной токовой нагрузки на плотность тока в проводниках обмотки, допустимое увеличение которой зависит от условий охлаждения машины и класса нагревостойкости изоляции [44].

Теоретические и экспериментальные исследования температурных полей асинхронных машин приведены в [45-64]. Многочисленные работы посвящены также исследованию отдельных температурных перепадов: в зазоре между статором и ротором [48,49,65], в изоляции обмоток статора и пучках проводов [47,48,57,62,68-71], в зубцах и спинке [52,66,77], между пакетом статора и станиной [48-57]. Особенно большое значение, для охлаждения асинхронной машины имеет исследование теплоотдачи с поверхности обмотки [47,48,52,57, 72-75], поскольку перепад температуры между станиной и наружным охлаждающим воздухом составляет от 40 до 70% превышения температуры обмотки статора.

Основная задача теплового расчета электрической машины состоит в определении температуры машины в её обмотке и определении тепловых потоков. Результаты теплового расчета дают возможность оценить допустимость режимов работы для данных условий. В результате теплового расчета можно получить также температурное поле, но в большинстве случаев для стационарных тепловых режимов работы достаточно определить среднюю

или максимальную температуру активных элементов электрической машины, необходимую для контроля допустимого условия нагрева.

Имеется три основных метода теоретического исследования температурных полей и теплового расчета асинхронных машин: 1) метод тепловых параметров (или его разновидность - метод эквивалентных греющих потерь); 2) метод температурного поля; 3) метод эквивалентных тепловых схем.

Из них наибольшее распространение получил последний.

В основу метода эквивалентных греющих потерь положен принцип суперпозиции, суть которого заключается в том, что превышение температуры любого  $\mu$ -го участка электрической машины ( $\Delta\Theta_\mu$ ) представляется как сумма частных превышений, обусловленных потерями ( $P_i$ ) в  $i$ -х телах, или что  $\Delta\Theta_\mu$  определяется в виде произведения эквивалентного теплового сопротивления рассматриваемого участка на эквивалентные по отношению к нему греющие потери ( $P_{\Sigma\mu}$ ) двигателя

$$\Delta\Theta_\mu = r_{\mu\mu} P_{\Sigma\mu} = r_\mu \sum_{i=1}^n K_{\mu i} P_i \quad (2.1)$$

где  $K_{\mu 1}$  - коэффициент греющих потерь, определяющий, какая часть потерь  $i$ -ного тела эквивалентна  $\mu$ -го в смысле влияния на его нагрев;  $r_{\mu\mu}$  - полное эквивалентное тепловое сопротивление  $\mu$ -го тела АМ, определяемое превышением его температуры и потерями в нем при отсутствии таковых во всех остальных частях машины.

Используя для расчета превышений температур частей АМ (2.1) правильный результат получают только тогда, когда потери в тепловыделяющих узлах заданы при их действительной температуре, определяемой частичными потерями в других элементах конструкции.

Для того, чтобы расчетное значение не было занижено по сравнению с действительным, (2.1) корректируют [59, 72].

$$\Delta\Theta_\mu = r_{\mu\mu} \left( \sum_{j=1}^m K_{\mu j} a_j P_{j\nu} \Delta\Theta_j + \sum_{i=1}^n \mu_i P_i \right) \quad (2.2)$$

где  $j = 1, 2, \dots, \mu, \dots, m$ , - узлы, тепловыделение в которых зависит от температуры;  $n$  - общее количество узлов в рассматриваемой машине;  $a_j$  - температурный

коэффициент изменения потерь в  $j$ -ом узле, в следствие изменения его сопротивления;  $P_{jo}$  - потери в нем при температуре  $j$ -го узла и при отсутствии потерь в остальных элементах машины;  $K_{\mu j}$  - коэффициент греющих потерь, связывающий в тепловом отношении  $\mu$ -ый и  $j$ -ные узлы. Значения  $r_{\mu\mu}$  и  $K_{\mu j}$  можно рассчитать по [48, 59]. Достоверные результаты метод дает только при экспериментальном определении  $r_{\mu\mu}$  и  $K_{\mu j}$ .

Метод температурных полей, часто применяемый для нестационарных режимов, основан на решении дифференциальных уравнений теплопроводности. Поскольку пространственное распределение температуры по объему тела в общем случае изменяется во времени, в уравнение теплопроводности, составленного для каждого из элементов машины на основании общих законов теплообмена, в качестве четвертой, независимой координаты входит время  $t$ . Приведенному общему виду дифференциальных уравнений соответствует нестационарные тепловые процессы.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda_{ix} \frac{\partial \Theta_i}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda_{iy} + \frac{\partial \Theta_i}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda_{iz} \frac{\partial \Theta_i}{\partial z} \right) + q_i(x, y, z) = c_i \rho_i \frac{\partial \Theta_i}{\partial t}$$

где  $\Theta_i$  - температура  $i$ -го элемента;  $\lambda_{ix}, \lambda_{iy}, \lambda_{iz}$  - коэффициент теплопроводности в направлении осей ортогональной системы координат  $x, y, z$ ;  $q_i, c_i, \rho_i$  - удельная мощность, теплоемкость и плотность  $i$ -го источника тепла.

Для исследования теплового состояния АМ необходимо решить систему дифференциальных уравнений Пуассона в частных производных с учетом взаимосвязанных и взаимозависимых граничных условий. Подобный подход к задаче приводит к сложным, громоздким формулам, использование которых не всегда целесообразно, если учитывать некоторую неопределенность исходных данных, сложное распределение потерь энергии в машине, погрешности вентиляционного расчета. Поэтому метод тепловых полей применяется в основном для решения специальных, частных вопросов нагрева – охлаждения конструктивных элементов, построения законов распределения температуры в различных направлениях.

Разработка метода эквивалентных тепловых схем (ЭТС) обусловлена трудностями расчета двух и трехмерных тепловых полей в активных частях электрических машин. В 1961 году Зедеберг выступил с теоретическим обоснованием упрощения решения двумерных процессов теплопроводности. Полагая, что результирующий тепловой поток есть сумма одномерных, а встречаемое им сопротивление - сумма параллельных сопротивлений одномерным потокам в соответствующих направлениях, принимать тепловой поток аналогичным электрическому.

Метод ЭТС хорош тем, что позволяет исследовать тепловое состояние машины при изменении некоторых параметров. В нашем случае, когда требуется установить величину нагрузочного тока для длительного режима работы генератора таким изменяющимся параметром, естественно будет нагрузочный ток.

Существуют также и синтетические методы, сочетающие элементы строгих и упрощенных подходов и решений.

## **2.2 Эквивалентная тепловая схема замещения СГФ**

В основе метода эквивалентных тепловых схем (ЭТС) лежит аналогия тепловых и электрических потоков, основанная на единой форме описывающих их уравнений, закона Фурье  $\Theta = \Delta \mathcal{G} / R_t$  (2.3)

$$\text{и закона Ома} \quad I = \Delta U / R_e \quad (2.4)$$

где  $\Theta$  - тепловой поток;  $\Delta \mathcal{G}$  - разность падения температур на рассматриваемом элементе конструкции машины;  $R_t$  - тепловое (термическое) сопротивление этого элемента;  $I$  - сила электрического тока;  $\Delta U$  - падение напряжения (разность потенциалов) в проводнике;  $R_e$  - электрическое сопротивление проводника.

Метод ЭТС основан также на разбиении машины на элементы, исходя из представления трехмерных температурных полей одномерными. При этом система с распределенными параметрами заменяется схемой с сосредоточенными параметрами.

Эти сосредоточенные эквивалентные сопротивления предполагаются независимыми от величины теплового потока. В ЭТС разбиение машины на элементы производят по функциональному признаку: электрические элементы, магнитные элементы и элементы конструкции. Некоторые элементы подразделяют на участки, различающиеся условиями охлаждения. Эти отдельные элементы, особенно активные (обмотка, сердечники), можно считать стержнями с тепловым потоком, проходящим преимущественно в одном направлении, с внутренними источниками теплоты или без них. Размеры элементов определяются допустимой погрешностью усреднения превышении температур в различных областях.

Суммирование тепловых сопротивлений участков цепи ЭТС производится в соответствии с правилами сложения сопротивлений в электрических цепях с последовательным и параллельным соединением элементов.

В методе ЭТС используется также уравнение, аналогичное уравнению закона Кирхгофа для электрических цепей. Это уравнение следует из закона сохранения энергии, гласящего, что в стационарных режимах в узлах цепи не может происходить накопление тепловой энергии.

$$P = \sum_{i=1}^n \Theta_i \quad (2.5)$$

где  $P$  - мощность теплового источника;  $\Theta_i$  - тепловой поток в  $i$ -ной ветви, отходящей от теплового источника.

При построении ЭТС объем машины разбивается на элементы, включающие источники тепловыделения, устанавливаются их связи и распределение между ними тепловых потоков, предварительно оцениваются величины тепловых сопротивлений.

Тепловое сопротивление имеет размерность *град/вт*. Существует два вида тепловых сопротивлений:

- 1) тепловые сопротивления теплопроводности  $R_\lambda$  характерны для непрерывных сред, в которых температура изменяется от точки к точке непрерывно в направлении течения тепла;
- 2) тепловое сопротивление теплоотдачи с поверхности  $R_a$  имеет место при контакте твердого тела с жидкостью или газом. Здесь в очень тонком

пограничном слое жидкости или газа возникает значительный перепад температуры, который представляется как скачок температуры.

В отличие от электрических цепей, для которых обычно определяются значения силы тока по известным значениям напряжения, для ЭТС необходимо определить распределение температуры по заданным значениям мощности тепловых источников. Тепловые цепи ЭТС, в отличие от электрических цепей, часто изображаются разомкнутыми.

В ЭТС, в качестве источников теплоты, температуру которых необходимо определить, как правило, выступают достаточно крупные элементы машины, часто нагретые неравномерно. Точность расчетов определяется числом таких элементов и повышается с увеличением их количества. Однако при этом приходится сталкиваться с трудностями решения больших систем уравнений теплового баланса: алгебраических – для стационарных и обыкновенных дифференциальных – для нестационарных тепловых режимов.

Схема, представленная на рисунке 2.1 составлена с учетом следующих упрощений:

- охлаждение симметрично;
- внутренний воздух рассматривается как один элемент со средним превышением температуры  $\Theta$ ;
- станина проводит теплоту только в радиальном направлении;
- теплопередачей через вал пренебрегаем;
- факт нагрева контактных колец рассматривается только у конструкций, у которых они заключены в корпусе машины.

Особенности применяемой методики заключаются в следующем:

- обмотка статора разбита на три участка: пазовая часть, открытая внутреннему воздуху, хорошо охлаждаемая лобовая часть в зоне выхода из паза и плохо охлаждаемый участок лобовых частей;
- станина разбита на два участка: средняя часть, соприкасающаяся с сердечником статора и крайние участки вместе с подшипниковыми щитами.

В формулах для расчета коэффициентов теплоотдачи (КТО) последние выражены в явном виде на основе преобразования критериальных уравнений.

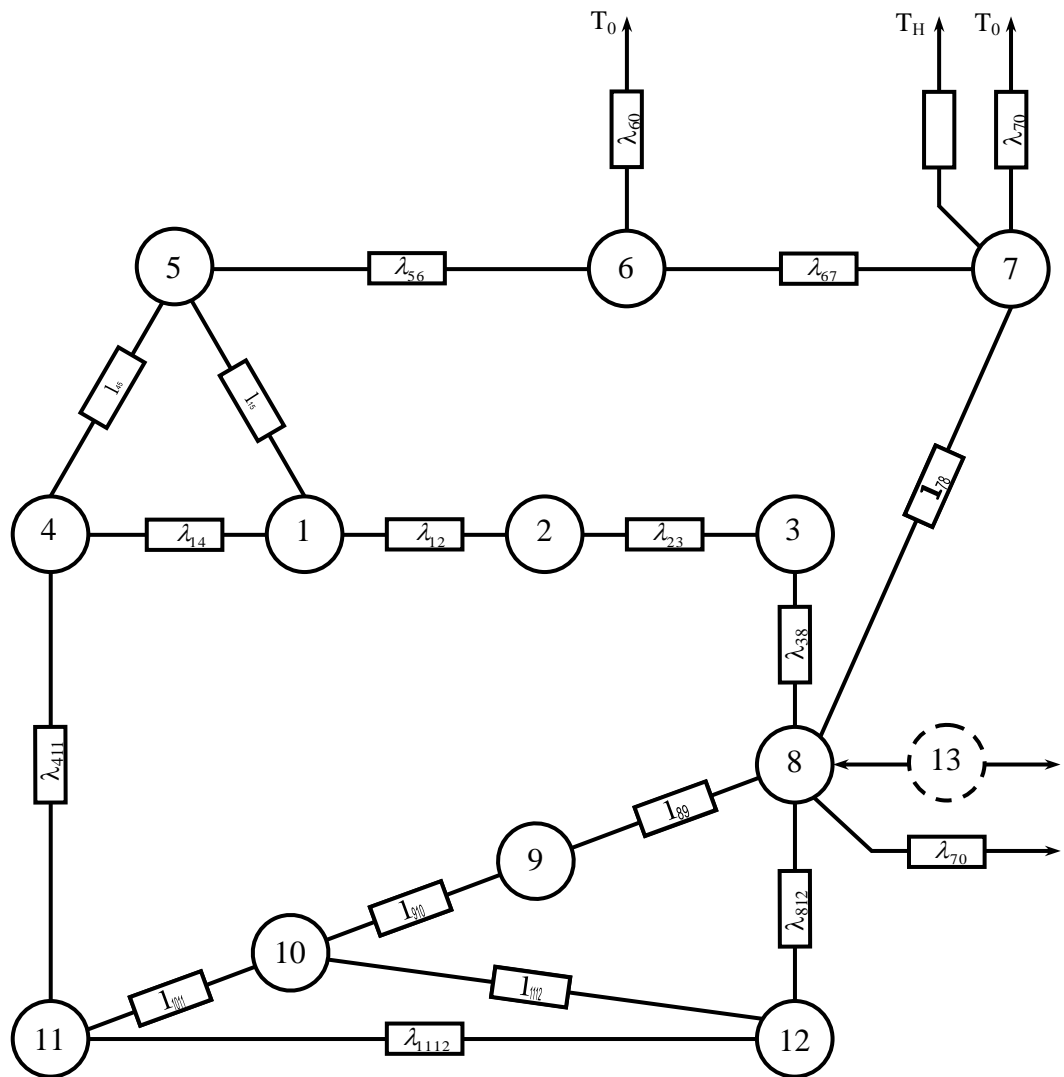


Рис. 2.1. Общая тепловая схема

1-Пазовая часть обмотки статора; 2-Хорошо охлаждаемая лобовая часть обмотки статора; 3-Плохо охлаждаемая лобовая часть обмотки статора; 4-Зубцы сердечника статора; 5-Спинка сердечника статора; 6-Средняя часть станины; 7-Крайние участки станины и подшипниковые щиты; 8-Внутренний воздух; 9-Лобовые части обмотки фазного ротора; 10-Пазовая часть обмотки ротора; 11-Зубцы сердечника ротора; 12-Спинка сердечника ротора; 13-Контактные кольца.

В схеме 2.1 учтены следующие возможные конструктивные варианты, со степенью защиты IP44:

- без внутренней циркуляцией воздуха, только с местной циркуляцией в области лобовых частей;
- с внутренней циркуляцией воздуха со степенью защиты IP 23;
- с односторонней вентиляцией;
- с двухсторонней (симметричной) вентиляцией.

Если при использовании общей схемы для решения определенной задачи некоторые ветви не имеют смысла, то их проводимости (сопротивления) приравниваются к нулю. Если к какой либо точке схемы подводятся только ветви с нулевыми проводимостями (сопротивлениями), то следует либо эту точку исключить из системы, либо приравнять соответствующий элемент матрицы, находящийся на главной диагонали, единице.

Основной путь теплового потока проходит от обмотки ротора к станине через тепловое сопротивление зубцов ротора, зазора  $r_{4,11}$ , учитывающего теплоотдачу от боковой поверхности ротора, спинки статора и стыка пакета статора со сталью ( $r_{45}, r_{56}$ ). Этот поток складывается из части потерь в роторе, потерь в зубцах и спинке статора, а также потока от пазовой части обмотки статора. Часть потерь отводится от лобовых частей обмоток ротора и статора к внутреннему воздуху и от него к крайним участкам станины и подшипниковым щитам через сопротивления  $r_{89}, r_{28}, r_{38}, r_{812}, r_{78}$ .

Вся энергия потерь в АГ рассеивается с поверхности оболочки (станины) к наружному охлаждающему воздуху через  $r_{60}$  и  $r_{70}$ .

Для решения схемы замещения используют первый закон Кирхгофа (метод узлов)

$$\sum_{j=1,2,3 \dots 13} P_{ij} = P_j \quad (2.6)$$

где тепловые потоки в отдельных ветвях сети

$$P_{ij} = \frac{\Theta_i - \Theta_j}{r_{ij}} = \lambda_{ij} (\Theta_i - \Theta_j) \quad (2.7)$$

После подстановки  $r_{ij}$  и  $P_i$  получается система линейных алгебраических уравнений, причем число уравнений равно числу точек сети (источников и узлов). Эту систему удобно представить в виде матричного уравнения.

При проведении теплового расчета вручную рекомендуется выполнить его в два приема. С начала пренебрегают тепловой проводимостью воздушного зазора ( $r_\delta = \infty$ ) и отдельно рассчитывают превышение температуры статора и ротора. Если оказывается, что между ними имеется большая разность температур, то определяют уравнивающий тепловой поток  $\Theta_{\text{УР}} = (\Theta_{\text{СТ}} - \Theta_{\text{РОТ}}) / r_\delta$  и уменьшают или соответственно увеличивают потери

в стали  $P_{c1}$  и  $P_{c2}$  на эту величину. Затем повторяют расчет и получают новые температуры. Причем разность между температурами стали статора и ротора оказывается значительно меньше, чем при первом расчете. Раздельный расчет температур для статора и ротора проводится по довольно простым формулам [27, 28, 42].

Уточнить тепловой расчет электрической машины при методе ЭТС возможно несколькими способами: использованием более подробной тепловой схемы; учетом подогрева охлаждающего воздуха; учетом асимметрии охлаждения в случае односторонней системы вентиляции; уточнением термических сопротивлений.

В данной работе частично использовался первый и последний из выше перечисленных возможных путей уточнения теплового расчета.

### ***2.3 Распределение потерь***

При работе ЭМ в ее объеме выделяется тепло, источники которой представляют собой потери энергии, возникающие в процессе электромеханического преобразования.

Помимо Джоулевых потерь в проводниках, существуют потери на перемагничивание и на вихревые токи в магнитных и проводящих массах [29], а также потери на трение роторов и циркуляцию охлаждающих сред.

Итак, источниками тепловых потоков в электрических машинах являются потери в обмотках, в магнитопроводе, и так же потери трения.

Зависимыми от температуры считаются только электрические потери. Остальные, практически, остаются постоянными при изменении температуры в довольно широких пределах.

Обычно потери определяются в ходе электромагнитного расчета и при тепловом расчете являются известными.

Потери, как электрические (вызванные протеканием токов), так и магнитные (вызванные протеканием магнитного потока), подразделяются на основные и добавочные. Основные электрические потери возникают в обмотках и переходных контактах щеток. Добавочные электрические потери вызываются

главным образом полями рассеяния - пазовым, дифференциальным, и лобовых частей обмотки.

Основные магнитные потери - это потери в стали от гистерезиса и вихревых токов, создаются переменными магнитными полями.

Добавочные потери в стали вызываются пульсациями поля из-за зубчатого строения статора и ротора, полями, создающимися высшими гармониками н.с., их обмоток, а также искажением поля вследствие поперечной реакции якоря.

Механические потери состоят из потерь на трение в подшипниках, щеток о контактные кольца, вращающихся частей машины (в нашем случае) о воздух и перемещением или циркуляцией охлаждающего воздуха. Последние потери иногда рассматриваются как собственно вентиляционные потери.

Потери на трение вращающихся частей о воздух и собственно вентиляционные потери обычно объединяются и рассматриваются как общие вентиляционные потери.

Общие потери для машин типа синхронного генератора имеющего ротор с неявно выраженными полюсами при номинальной нагрузке выражается так:

$$\sum P = P_{\Sigma 1} + P_B + P_{a1} + P_{Z1} + P_{MEH} + P_{ПОВ} + P_{ДОБ} \quad (2.8)$$

где  $P_{\Sigma 1}$  - основные потери в обмотке статора;  $P_B$  - потери в цепи возбуждения, влияющие на картину нагрева машины (потери в выпрямителе здесь не рассматриваются);  $P_{a1}$  - магнитные потери в ярме магнитопровода статора;  $P_{Z1}$  - магнитные потери в зубцах магнитопровода статора;  $P_{MEH}$  - механические потери, равные сумме потерь в подшипниках и на вентиляцию;  $P_{ПОВ}$  - пульсационные потери на поверхности ротора;  $P_{ДОБ}$  - добавочные потери при нагрузке.

Все перечисленные потери, являющиеся источниками тепла в рассматриваемом генераторе присутствуют в схеме ЭТС (рис 2.1.).

Согласно рис. 2.1. потери  $P_{\Sigma 1}$  - должны проявить себя в источниках 1,2, 3; потери  $P_{Z1}$  - в источнике 4;  $P_{a1}$  в источнике 5;  $P_B$  в источнике 9,10;  $P_{MEH}$  в 7,8;  $P_{ПОВ}$  в 11;  $P_{ДОБ}$  (при некотором допущении) в 4,11.

Как видим, некоторые виды потерь должны быть разбиты по величине на несколько частей, так как проявляются в нескольких источниках тепла.

Потери в обмотке статора при тепловом расчете подразделяются на потери в пазовой части, потери в хорошо продуваемой лобовой части и потери в плохо продуваемой лобовой части. Если  $I_1 = P_{\text{эл}} l_1 / (l_1 + l_{s1})$  (2.9)

$$\text{то потери в лобовой частях } I_{2,3} = P_{\text{эл}} - I_1 = P_{\text{эл}} \left( 1 - \frac{1}{1 + l_{s1} / l_1} \right) \quad (2.10)$$

где  $l_1$  - длина пакета сердечника статора;  $l_{s1}$  - длина лобовой части обмотки статора.

Разделение лобовых частей обмотки на хорошо и плохо охлаждаемые участки проводится в отношении 1:2. Поэтому мощности источников тепла за счет потерь в этих частях

$$I_2 = \frac{I_{2,3}}{3} \quad (2.11),$$

$$I_3 = 2I_2 \quad (2.12)$$

Потери в обмотке возбуждения подразделяются на потери в пазовой части, потери в лобовой части и потери в щеточном контакте. Вычленим из потерь возбуждения потери в щеточном контакте -  $P_e = P'_e + P_{e\text{-конт}}$ , тогда

$$I_{10} = P'_e l_2 / (l_2 + l_{s2}) \quad (2.13)$$

$$\text{и } I_9 = P'_e - I_{10} \quad (2.14)$$

$$I_{13} = P'_e - (I_9 + I_{10}) \quad (2.15)$$

где  $l_2$  - длина пакета сердечника ротора;  $l_{s2}$  - длина лобовой части обмотки ротора.

Магнитные потери в синхронном генераторе и подобным ему машинам имеют место, в основном в ярме (спинке) и зубцах статора. Причем к потерям в зубцах прибавляются поверхностные потерь  $P_{\text{пов1}}$  и половина добавочных потерь  $0,5P_{\text{доб}}$ . Поэтому

$$I_5 = P_{a1} \quad (2.16), \quad I_4 = P_{z1} + P_{\text{пов1}} + 0,5P_{\text{доб}} \quad (2.17)$$

Из вышеупомянутого понимания распределения магнитных потерь следует, что

$$I_{11} = P_{ПОВ1} + 0,5P_{ДОБ} \quad (2.18), \quad I_{12} = 0 \quad (2.19).$$

Механические потери  $P_{МЕХ}$  состоят из потерь на трение в подшипниках, на трение щеток о контактные кольца, на трение ротора о воздух и вентиляционные потери от внутренних и наружных вентиляторов. Влияние отдельных видов механических потерь на превышение температуры обмоток различно. Так, вентиляционные потери наружного вентилятора практически не влияют на температуру обмоток. Так же практически можно пренебречь потерями на трение щетка - контактные кольца в том случае, если этот узел выносной, т.е. находится вне корпуса машины. Можно принять, что вентиляционные потери и потери в подшипниках равны  $P_{ВВ} = P_{ПОД}$ , а механические потери представить как сумму трех величин

$$P_{МЕХ} = P_{ВВ} + P_{ПОДШ} + P_{ТР-Ц} \quad (2.20)$$

Тогда

$$I_6 = 0 \quad (2.21) \quad I_7 = (P_{МЕХ} - P_{ТР-Ц}) / 2 \quad (2.22)$$

$$I_8 = (P_{МЕХ} - P_{ТР-Ц}) / 2 \quad (2.24) \quad I_{13} = P_{В.КОИТ} + P_{ТР-Ц} \quad (2.24)$$

Таким образом, оказались определенными для ЭТС (рис 2.1) все источники тепла.

#### **2.4 Учет особенностей охлаждения лобовых частей обмоток**

В месте выхода из паза секции статора между секциями имеется промежуток (по ширине зубца) который постепенно, к головкам лобовых частей сходит на нет. Воздух, увлекаемый ротором, омывает внутреннюю поверхность лобовых частей секции статора и проходит через существующие промежутки, ускоряясь и еще больше турбулирую. Поэтому данный участок хорошо охлаждается.

Другой участок головки лобовых частей - объединенные в сплошной жгут, охлаждаются значительно хуже, по крайней мере, по двум причинам. Во-первых, вследствие формовки лобовых частей, секции плотно соприкасаются

друг с другом значительно уменьшая общую поверхность охлаждения. Во вторых, увеличивается температурный перепад между центром жгута и его поверхностью, вследствие увеличения пути прохождения теплового потока.

Определение тепловой проводимости различных участков лобовых частей можно проводить по следующей схеме:

Если представить лобовую часть обмотки статора как стержень с внутренним тепловыделением, охлаждаемым по длине [64], то для него уравнение теплопроводности будет иметь следующий вид

$$\lambda_N S_M \frac{d^2 \Theta_x}{dx^2} \frac{P_{мл}}{l_{S1}} = (\Theta - \Theta_{BB}) \cdot \lambda_{yy} \quad (2.26)$$

где  $\Theta_x$  - температура лобовых частей;  $\Theta_{BB}$  - средняя температура внутреннего воздуха; охлаждающего лобовые части;  $\lambda_M$  - коэффициент теплопроводности материала стержня;  $\lambda_{yy}$  - удельная тепловая проводимость от лобовых частей к внутреннему воздуху (на единицу длины);  $P_{мл}$  - величина потерь в обмотке, приходящаяся на долю лобовых частей;  $l_{S1}$  - длина лобовой части;  $S_M$  - сечение стержня.

Первое слагаемое в формуле (2.26) характеризует приток тепла к участку (единичной длины) от соседних участков, а второе – количество тепла выделяющегося на этом участке.

Если участок лобовых частей разбить на элементарные отрезки  $\Delta X$  и применить формулы численного дифференцирования, то тепловая проводимость от лобовых частей в функции координаты  $X$  определится из (2.28) по формуле

$$\lambda_{yy} = \frac{\frac{P_{мл}}{l_{S1}} + \lambda_M S_M \frac{d^2 \Theta(X)}{dx^2}}{\Theta(X) - \Theta_{BB}} \quad (2.27)$$

Интегрированием кривой  $\lambda(x)$  по длине участка лобовых частей можно определить средние тепловые проводимости для отдельных участков с хорошим и плохим охлаждением

$$\lambda_{1CP} = \int_0^{l_{S1/3}} \lambda(X) dx \quad (2.28) \quad \lambda_{2CP} = \int_{l_{S1/3}}^{l_{S1}} \lambda(X) dx \quad (2.29)$$

Распределение общей тепловой проводимости от лобовых частей по выделенным участкам можно выразить через коэффициенты

$$K_1 = \frac{\lambda_{1CP}}{\lambda_{1CP} + \lambda_{2CP}} \quad (2.30) \quad K_2 = \frac{\lambda_{2CP}}{\lambda_{1CP} + \lambda_{2CP}} \quad (2.31)$$

Численные расчеты ряда АМ небольшой мощности с высотой оси вращения 112 и 132 мм дают среднее значение коэффициентов  $K_1 = 0,6$  и  $K_2 = 0,4$ .

Таковыми рассуждениями при помощи перераспределения тепловой проводимости вполне возможен учет различных условий охлаждения отдельных участков лобовых частей.

Используя данный подход, тепловую проводимость от хорошо охлаждаемого участка лобовой части, обмотки статора к внутреннему воздуху для ЭТС (рис. 2.1) можно выразить так:

$$\lambda_{28} = \frac{0,6\lambda_{Л}}{1 + 0,6m_{Л}} \quad (2.32)$$

и для плохо охлаждаемого участка лобовых частей

$$\lambda_{38} = \frac{0,4\lambda_{Л}}{1 + 2,4m_{Л}} \quad (2.33)$$

где  $\lambda_{Л}$  - общая тепловая проводимость от поверхности лобовой части обмотки статора к внутреннему воздуху;  $m_{Л}$  - коэффициент влияния теплового сопротивления изоляции лобовой части на тепловые проводимости от различных участков к внутреннему воздуху.

Все необходимые для расчета тепловых параметров ЭТС геометрические размеры берутся по чертежу машины (в метрах).

Коэффициент теплоотдачи от поверхности лобовых частей внутреннему воздуху на основании [47, 72] и корректировке по данным экспериментальных исследований определяется по выражению:

$$\alpha_{Л} = 10 + 18 \frac{(V_2 \cdot D_{H2})^{0,8}}{D_{H1} \cdot (1 + 0,3/p)} \quad (2.34)$$

где  $V_2$  - окружная скорость вращения ротора м/с;  $p$  - число пар полюсов.

Тепловая проводимость от всей охлаждаемой поверхности лобовых частей к внутреннему воздуху выражается через площадь этой поверхности  $S_{\Lambda}$  и ее коэффициент теплоотдачи  $\alpha_{\Lambda}$

$$\lambda_{\Lambda} = \alpha_{\Lambda} S_{\Lambda} \quad (2.35)$$

Коэффициент влияния теплового сопротивления изоляции лобовых частей на передачу тепла к внутреннему воздуху может быть выражена через тепловое сопротивление пучка проводов

$$m_{\Lambda} = 0,6 \lambda_{\Lambda} R_{\text{пэ}} \frac{l_1}{l_{s1}} \cdot \frac{2}{p} \quad (2.36)$$

Что касается роторной обмотки, то ее лобовые участки не разбиваются из тех соображений, что по всей их длине охлаждение происходит более равномерно, чем это имеет место в случае с лобовыми частями статорных обмоток.

## 2.5 Определение тепловых параметров ЭТС

В тепловых схемах замещения помимо того, что должны быть известны места расположения и мощность источников тепла, должны быть определены и все тепловые (термические) сопротивления или величины проводимости (или, что тоже самое - коэффициенты теплопроводности).

Для определения тепловых сопротивлений необходимо знать значения коэффициентов теплоотдачи (КТО)  $\alpha$ .

В общем случае КТО является функцией формы, размеров и гладкости поверхности охлаждаемого тела, режима движения охлаждаемой среды, ее скорости и температуры, физических параметров и других величин. Поэтому достаточно точное определение КТО затруднено и требует длительных модельных экспериментов [63, 64]. В руководствах по проектированию электрических машин [27, 28] для определения коэффициентов теплоотдачи, в основном, предлагаются кривые, где величины  $\alpha$  зависят от диаметра статора и частоты вращения.

В данном параграфе для определения КТО используются эмпирические формулы, приводимые в технической литературе [52, 72, 74], использовать

которые рекомендуется для температурных расчетов асинхронных машин, мощностью до 20 кВт.

У ЭТС (рис. 2.1) тепловая проводимость от среднего участка станины к окружающей среде обозначена как  $\lambda_{60}$  и равна

$$\lambda_{60} = \frac{l_1}{L_C + 1,6l_{из}} \lambda_C \quad (2.37)$$

где  $\lambda_C$  - тепловая проводимость от станины к окружающей среде с учетом оребрения;  $l_1$  - длина пакета сердечника статора;  $l_{из}$  - осевой размер с наружи машины;  $L_C$  - длина станины.

$$\lambda_C = (\alpha_C + \alpha_{из}) \pi D_C K_P K_{P.П.} \quad (2.38)$$

где  $D_C$  - наружный диаметр станины (без учета оребрения);  $K_{P.П.}$  - коэффициент оребрения станины с учетом внутреннего теплового сопротивления ребер.

$$K_{P.П.} = \frac{1}{\rho_T h_p} \left[ th(ph_p) \frac{2hp}{t_p} \left( 1 - \frac{\alpha_{изл}}{\alpha_C + \alpha_{изл}} + \rho_T hp \Delta K_P \right) \right] \quad (2.39)$$

где  $\rho_T$  - параметр теплоотдачи

$$\rho_T = \sqrt{2\alpha_C / \lambda_{СТАН} \epsilon_p} \quad (2.40)$$

где  $\epsilon_p$  - средняя толщина ребра

$\Delta K_P$  - коэффициент определяющий долю не оребренных участков от всей теплоотдающей поверхности

$$\Delta K_P = N_P C_0 / \pi D_C K_P \quad (2.41)$$

где  $N_P$  - число ребер станины;  $C_0$  - расстояние между ребрами;  $K_P$  - коэффициент оребрения станины

$$K_P = h_p t_p / \pi D_C \quad (2.42)$$

где  $h_p$  - высота ребра;  $t_p$  - шаг оребрения;  $D_C$  - внешний диаметр станины.

Что касается коэффициента конвективной теплоотдачи с телами  $\alpha_C$ , то его можно определить по формулам (2.43, 2.44) в зависимости от вида внешней поверхности станины. Коэффициент теплоотдачи (КТО) наружной поверхности

станины за счет искусственной конвекции при учете влияния геометрии оребрения.

$$\alpha_{CP} = \alpha_{CP} \frac{1,1}{\sqrt[3]{1 + 1,5 \frac{hp}{l_0}}} \quad (2.43)$$

где  $hp$  и  $l_0$  - высота и длина ребра.

$\alpha_{CT}$  - КТС поверхности станины при искусственной конвекции и при гладкой станине по [8, 28] равен:

$$\alpha_{CT} = \frac{50V_{\text{ЭФ}}^{0,72}}{D_c^{0,28} \left(1 + 0,375 \frac{L_c - D_c}{D_c}\right) \cdot \left(1 + \frac{0,6}{P}\right)} \quad (2.44)$$

причем  $V_{\text{ЭФ}} = \sqrt{V_{CP}^2 + V_6^2 / 17}$  - эффективная скорость обдува;  $V_{CP}$  - средняя скорость воздушного потока в канале между стенкой и кожухом вентилятора;  $V_B$  - окружная скорость вентилятора.

Коэффициент теплоотдачи излучением для формулы (2.39) можно определить по формуле

$$\alpha_{изл} = 3,5 \left(1 + \frac{\Theta_{CO}}{100} + \frac{T_{OKP}}{50}\right) \quad (2.45)$$

где  $T_{OKP}$  - средняя температура окружающей среды (может быть принята 25<sup>0</sup>С);  $\Theta_{CO}$  - предварительно принимаемое значение среднего превышения температуры поверхности станины над температурой окружающей среды.

Шуйский В.П. в своей книге [42] предлагает считать  $\alpha_{изл} \approx 6,0$  Вт/(град м<sup>2</sup>). Если теплоотдача с поверхности осуществляется за счет естественной конвекции, без учета геометрии оребрения для станины и щитов, то КТО определяется по формулам:

$$\alpha_{CT} = 3,9 \sqrt[4]{\Theta_{C_0} - 0,01(T_{окр} - 25)} \quad (2.46)$$

и при геометрии оребрения

$$\alpha_{CP} = \alpha_{CT} / \left[1 + 0,2 \left(\frac{hp}{C_0}\right)^{1,5}\right] \quad (2.47)$$

Тепловая поверхность  $\lambda_{70}$  от крайних участков станины и щитов к окружающей среде определим по формуле:

$$\lambda_{70} = \lambda_C + \lambda_{щ} - \lambda_{60} \quad (2.48)$$

где  $\lambda_{щ}$  - КТП от поверхности щитов к окружающей среде

$$\lambda_{щ} = (\alpha_{щ} + \alpha_{изл})S_{щ}, \quad (2.49)$$

$$\alpha_{щ} = \frac{\alpha_{щ1} + \alpha_{щ2}}{2}$$

здесь  $\alpha_{щ}$  - КТО наружной поверхности щитов

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{щ1} &= 20 + 14,3(0,5V_{ВЕН})^{0,6} - \text{со стороны вентилятора} \\ \alpha_{щ2} &= 20 + 2,6(0,5V_{ВЕН})^{0,9} - \text{с противоположной стороны} \end{aligned} \right\} \quad (2.50)$$

Тепловую проводимость  $\lambda_{67}$  между средним и крайними участками станины можно определить так

$$\lambda_{67} = 12 \frac{\lambda_C S_C}{L_C} \quad (2.51)$$

Тепловая проводимость спинки статора – станина

$$\lambda_{56} = \frac{1}{R_{\Delta} + 0,5R_{C1}} \quad (2.52)$$

$R_{\Delta}$  - контактное сопротивление сердечник статора - станина;  $R_{C1}$  - сопротивление спинки пакета статора

$$R_{\Delta} = \frac{2}{l_1 D_{a1}} \left( \frac{1}{1 + 10/D_{H1}} + \frac{0,4}{P^2} \right) \quad (2.53)$$

$$R_{C1} = \frac{h_1}{\pi(D_{H1} - h_{j1})l_1 K_{Fe} \lambda_{Fe}} \quad (2.54)$$

$\lambda_{Fe}$  - проводимость электротехнического железа;  $K_{Fe}$  – коэффициент заполнения сталью.

Тепловая проводимость зубцы - спинка статора.

$$\lambda_{45} = \frac{1}{\left( \frac{R_{C1}}{2} + \frac{R_{Z1}}{3} \right)} \quad (2.55)$$

где

$$R_{z1} = \frac{h_{z1}}{(Z_1 B_1 l K_{Fe} \lambda_{Fe})} \quad (2.56)$$

Тепловая проводимость обмотки статора – зубцы

$$\lambda_{14} = \frac{\Pi_1 - \epsilon_{\Pi 1}}{R_{\Pi 1} \Pi_1} \quad (2.57)$$

$\lambda_{\Pi 1}$  и  $\lambda_{\Pi}$  - теплопроводимость пазовой изоляции и пропиточного лака.

$$R_{\Pi 1} = \frac{1}{Z_1 \Pi_1 l_1} \left[ \frac{\Delta_{\Pi 1}}{\lambda_{\Pi 1}} + \frac{10^{-4}}{(0,2 + K_a) \lambda_{\Pi}} \right] \quad (2.58)$$

$\Delta_{\Pi 1}$  -толщина пазовой изоляции;  $\Pi_1$  - периметр паза в свету;  $K_a$  - коэффициент пропитки, доля свободного пространства в пазу, заполненного лаком.

Тепловая проводимость обмотка статора - спинка статора

$$\lambda_{15} = \frac{1}{R_{\Pi}} - \lambda_{14} \quad (2.59)$$

где

$$R_{\Pi} = R_{\Pi 1} + R_{\Pi 2} \quad (2.60)$$

$R_{\Pi 2}$  - тепловое сопротивление пучка проводов в пазу с учетом геометрии паза статора

$$R_{\Pi 2} = \varphi \frac{1 - 0,63\varphi}{6Z_1 l_1 \lambda_3} \quad (2.61)$$

здесь  $\varphi$  - коэффициент учитывающий форму паза

$$\varphi = \frac{B_{\Pi 1} + \alpha_{\Pi 2}}{4h_{\Pi 1} - d_{\Pi 2}} \quad (2.62)$$

$\lambda_3$  - эквивалентный коэффициент теплопроводности круглых изолированных проводов, определяются по [47].

Всыпная обмотка из проводов круглого сечения в тепловом отношении представляет собой анизотропное тело со сложным температурным полем. Однако при расчете поперечного перепада температуры такой обмотки обычно ее полагают изотропной в тепловом отношении, с некоторым эквивалентным коэффициентом теплопроводности  $\lambda_{\text{ЭКВ}}$  в направлении теплового потока. Величина  $\lambda_{\text{ЭКВ}}$  зависит от величины прилегания проводника к проводнику, диаметра провода, его температуры, коэффициентов теплопроводности эмали

и пропиточного лака. На  $\lambda_{\text{ЭКВ}}$  оказывает влияние и неравномерное тепловыделение в проводниках из-за неравномерности температуры по сечению паза. Все эти факторы трудно учесть при расчете. Однако вполне надежна формула для определения  $\lambda_{\text{ЭКВ}}$  [47], полученная в результате экспериментов [71]

$$\lambda_{\text{ЭКВ}} = \frac{P_{\text{ГР}}}{4\pi l(T_2 - T_1)} \quad (2.63)$$

где  $P_{\text{ГР}}$  - суммарные потери в пучке;  $l$  - длина пучка проводов;  $T_1, T_2$  - температура на поверхности и в центре пучка (их разность обычно  $\approx 20^\circ \text{C}$ ).

При обмотке из проводов прямоугольного сечения для определения  $\lambda_{\text{ЭКВ}}$ , при принятии допущений, что температура по сечению жилы каждого провода считается одинаковой, тепловое сопротивление жил не учитывается и изменение температуры в воздушных прослойках между проводами полагают линейными. В этом случае можно использовать формулу [76]:

$$\lambda_{\text{ЭКВ}} = \lambda'_{\text{И}} \left( 1 + \frac{m}{\delta} \right)$$

$$\lambda'_{\text{И}} = \frac{\delta'_{\text{И}} + \delta_0 + \delta_{\text{нр}}}{\frac{\delta_{\text{И}}}{\lambda_{\text{И}}} + \frac{\delta_0}{\lambda_0} + \frac{\delta_{\text{нр}}}{\lambda_{\text{нр}}}} \quad (2.64)$$

$$\text{где} \quad \delta = \delta_{\text{И}} + \delta_0 + \delta_{\text{нр}}$$

$\delta_{\text{И}}, \lambda_{\text{И}}$  - толщина и коэффициент теплопроводности изоляции проводов в направлении теплового потока;  $\delta_0, \lambda_0$  - толщина и коэффициент теплопроводности воздушной или изоляционной (лаковой) прослойки между проводами;  $\delta_{\text{нр}}, \lambda_{\text{нр}}$  - толщина и коэффициент теплопроводности изоляционной прокладки между проводами;  $m$  - размер жилы проводника в направлении теплового потока.

Тепловая проводимость - пазовая часть обмотки статора - лобовая часть обмотки

$$\lambda_{12} = 12S_{\text{м}} \lambda_{\text{сш}} / (l_1 + 0,5l_{\text{с1}}) \quad (2.65)$$

Тепловая проводимость между участками хорошо и плохо продуваемой лобовой части

$$\lambda_{23} = 10Sm\lambda_{cu} / l_{s1} \quad (2.66)$$

Тепловая проводимость от зубцов ротора к зубцам статора

$$\lambda_{411} = \alpha_{\delta} \pi D_{H2} l_1 \quad (2.67)$$

Коэффициент теплоотдачи воздушного зазора можно определить по значению критерия Нуссельта [37-39]

$$N_u = \frac{0,212 f R_e}{1 - \frac{3,81}{f R_e}} \quad (2.68)$$

где  $f$  - коэффициент шероховатости поверхностей сердечников статора и ротора ( $f = 1,15 \div 1,25$ );  $R_e$  - критерии Рейнольдса

$$R_e = \frac{V\delta}{\nu} \quad (2.69)$$

$V$  - окружная скорость ротора м/сек;  $\nu = 2 \cdot 10^{-5}$  м<sup>2</sup>/сек – кинематическая вязкость воздуха.

Из общей формы критерия Нуссельта ( $N_u = \frac{\alpha d}{\lambda}$ ) определяются

$$\alpha_{\delta} = [N_u] \frac{\lambda}{2\delta} \quad (2.70)$$

где  $\lambda = 0,0026$  Вт/град.см<sup>2</sup> - удельная теплопроводимость воздуха;  $d = 2\delta$  - удвоенный воздушный зазор.

Тепловая проводимость от спинки ротора к зубцам

$$\lambda_{1112} = \frac{1}{\frac{R_{C2}}{2} + \frac{R_{Z2}}{3}} \quad (2.71)$$

$$\text{где } R_{Z2} = \frac{h z_z}{Z_2 b_2 l_2 K_{Fe} \lambda_{Fe}} \quad (2.72)$$

$$R_{C2} = \frac{h_{d2}}{\pi (D_{H2} - h_{a2}) l_2 K_{Fe} \lambda_{Fe}} \quad (2.73)$$

Тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к зубцам

$$\lambda_{1011} = \frac{\Pi_2 - B_{\Pi_2}}{R_{III2} \Pi_2} \quad (2.74)$$

здесь  $R_{III2}$  - тепловое сопротивление пазовой изоляции, при учете условий пропитки обмотки

$$R_{III2} = \frac{1}{Z_2 \Pi_2 l_2} \left[ \frac{\Delta_{III}}{\lambda_{III}} + \frac{10^{-4}}{(0,2 + K_{II}) \lambda_{II}} \right] \quad (2.75)$$

где  $\Pi_2$  – периметр паза в «свету»;  $\Delta_{III}$  - толщина пазовой изоляции;  $K_{II}$  – коэффициент пропитки, которая представляет долю свободного пространства в пазу, заполненная высохшим пропиточным лаком;  $\lambda_{III}, \lambda_{II}$  - коэффициент теплопроводности пазовой изоляции и пропиточного лака.

Тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к спинке

$$\lambda_{1012} = \frac{1}{R_{III2}} - \frac{1}{\lambda_{1011}} \quad (2.76)$$

Тепловая проводимость от пазовой части обмотки ротора к лобовым частям

$$\lambda_{910} = 12 \frac{\lambda_{m2} q_{m2} Z_2}{l_2 + l'_2} \quad (2.77)$$

где  $\lambda_{m2}$  - коэффициент теплопроводности материала обмотки ротора;  $q_{m2}$  - суммарное сечение проводников в пазу ротора.

Тепловая проводимость от щитов и крайних частей станины к внутреннему воздуху

$$\lambda_{78} = \alpha_K S_K \quad \text{где} \quad \alpha_K = 8 + 15 \frac{(V_2 + D_{H2})^{0,8}}{D_{H1}} / (1 + 0,3/P) \quad (2.78)$$

Тепловая проводимость от лобовых частей обмотки ротора к внутреннему воздуху

$$\lambda_{89} = \alpha_{Л2} S_{Л2} \quad (2.79)$$

здесь  $S_{Л2}$  - площадь поверхности лобовых частей;  $\alpha_{Л2}$  - коэффициент теплоотдачи от поверхности лобовых частей к внутреннему воздуху

$$\alpha_{Л2} = 10 + 18 \frac{(V_2 D_{H2})^{0,8}}{D_{H1} (1 + 0,3/P)} \quad (2.80)$$

где  $V_2$  - окружная скорость вращения ротора (м/с).

Используемая в данной работе схема замещения предполагает следующие допущения:

- 1) коэффициенты теплопроводности материалов и воздуха постоянны и равны средним значениям для диапазона рабочих температур;
- 2) теплопередачей через вал пренебрегаем;
- 3) сердечники статора и ротора проводят теплоту только в радиальном направлении.

## 2.6 Составление на основе ЭТС системы уравнений и ее решение

В результате проработок параграфов 2.2 и 2.3 схему (рис. 2.1) представим следующим образом (рис. 2.2).

Внутренние источники теплоты электрической машины обозначены на данной схеме  $I_i$  и определены в параграфе 2.2. Температуры элементов, в которых находятся эти источники  $\vartheta_i$ . Эти элементы ЭМ связаны между собой тепловыми проводимостями, определенными в параграфе 2.3.

При этом отвод выделяемого тепла в окружающую среду происходит от отдельных элементов ЭМ, связанных с этой средой тепловыми проводимостями  $\lambda_{io}$ .

Рассмотрим предлагаемый в работе метод решения системы уравнений. При решении систем линейных алгебраических уравнений на ЭВМ используются точные и приближенные методы. Одним из точных методов является метод Крамера.

Пусть дана линейная система  $n$  уравнений  $n$  с неизвестными:

$$\begin{aligned}
 a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + a_{13}x_3 + \dots + a_{1n}x_n &= b_1; \\
 a_{21}x_1 + a_{22}x_2 + a_{23}x_3 + \dots + a_{2n}x_n &= b_2 \\
 & \vdots \\
 a_{n1}x_1 + a_{n2}x_2 + a_{n3}x_3 + \dots + a_{nn}x_n &= b_n
 \end{aligned}
 \tag{2.81}$$

Решение системы по методу Крамера заключается в отыскании определителя системы  $\Delta$  и определителей  $\Delta_j (j=1, 2, \dots, n)$ , получающихся из определителя  $\Delta$  заменой его  $j$ -го столбца столбцом свободных членов системы.

$$\Delta = \begin{vmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & \dots & a_{1n} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & \dots & a_{2n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ a_{n1} & a_{n2} & a_{n3} & \dots & a_{nn} \end{vmatrix} \quad \Delta_1 = \begin{vmatrix} b_1 & a_{12} & a_{13} & \dots & a_{1n} \\ b_2 & a_{22} & a_{23} & \dots & a_{2n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ b_n & a_{n2} & a_{n3} & \dots & a_{nn} \end{vmatrix} \quad (2.82)$$

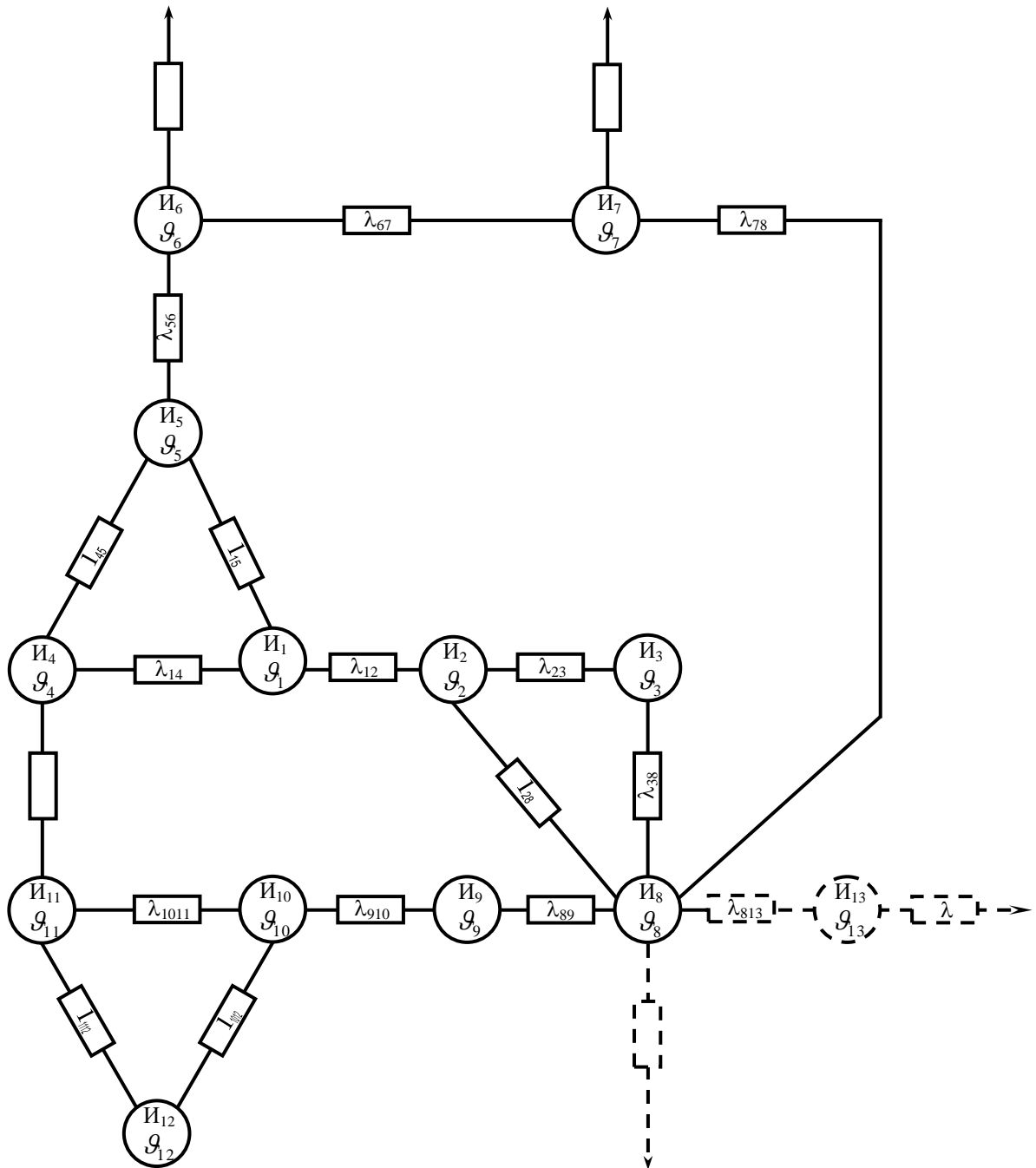


Рис. 2.2. Тепловая схема замещения

$$\Delta_2 = \begin{vmatrix} a_{11}b_1a_{13}\dots a_{1n} \\ a_{21}b_2a_{23}\dots a_{2n} \\ \dots\dots\dots \\ a_{n1}b_na_{n3}\dots a_{nn} \end{vmatrix} \quad \Delta_n = \begin{vmatrix} a_{11}a_{12}a_{13}\dots b_1 \\ a_{21}a_{22}a_{23}\dots b_2 \\ \dots\dots\dots \\ a_{n1}a_{n2}a_{n3}\dots b_n \end{vmatrix}$$

Если определитель системы отличается от нуля ( $\Delta \neq 0$ ), то её решение можно найти по формулам:

$$X_1 = \frac{\Delta_1}{\Delta}, \quad X_2 = \frac{\Delta_2}{\Delta}, \quad \dots \quad X_n = \frac{\Delta_n}{\Delta} \quad (2.83)$$

При решении задач на ЭВМ метод Крамера используется редко, поскольку при больших  $n$  увеличивается число элементов определителей. Соответственно увеличивается место, отводимое в памяти ЭВМ для хранения значений этих элементов, и время, необходимое для их вычисления. Поэтому при расчетах на ЭВМ чаще используют точные методы, основанные на исключении неизвестных (метод Гаусса).

Как и прежде, предполагается, что определитель матрицы отличается от нуля, в силу чего решение системы уравнений существует и она единственна.

Алгоритм отыскания решения системы  $n$  линейных алгебраических уравнений методом Гаусса состоит из следующих основных этапов.

### Этап 1

Коэффициенты  $a_{kj}$  свободные члены  $b_k$  системы размещаются в памяти ЭВМ в форме массива – прямоугольной матрицы вида

$$A = \begin{vmatrix} a_{11}a_{12}a_{13}\dots a_{1n}a_{1,n+1} \\ a_{21}a_{22}a_{23}\dots a_{2n}a_{2,n+1} \\ \dots\dots\dots \\ a_{n1}a_{n2}a_{n3}\dots a_{nn}a_{n,n+1} \end{vmatrix} \quad (2.84)$$

где  $a_{1,n+1} = b_1$ ,  $a_{2,n+1} = b_2$ ,  $a_{n,n+1} = b_n$ .

### Этап 2



Значение корня  $X_n$  используют для отыскания  $X_{n-1}$  при подстановке в  $(n-1)$ -го строку треугольной матрицы  $A^{[n-1]}$ , затем последовательно вычисляют корни  $X_{n-2}, \dots, X_1$  по формуле  $X_n = a_{\kappa, n+1}^{n-1} - \sum_{j=n+1}^n a_{\kappa j}^{n-1} X_j$ , где  $\kappa=(n-2), \dots, 1$ .

### ***Выводы по второй главе***

1. В качестве теоретического метода исследования нагрева генератора предлагается использовать метод эквивалентных тепловых схем (ЭТС).
2. Составлена уточненная тепловая схема генератора с разбиением обмотки статора на три участка, характеризующих разные степени нагрева.
3. Участок станины предлагается разбить на два участка, для получения более точной картины нагрева.
4. Для более точного расчета некоторые термические сопротивления рассматривались по предлагаемым в технической литературе формулам, а не по рекомендациям руководств по проектированию электрических машин.
5. Разработанная схема ЭТС предусматривает возможность исследования генераторов различного конструктивного исполнения.

## Глава III

### Анализ работы асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора

#### 3.1 Анализ характеристик асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора

Асинхронный двигатель с фазным ротором в режиме синхронного генератора представляет собой обычный синхронный генератор. Поэтому анализ его характеристик можно провести таким же образом, как и обычного синхронного генератора.

Следует отметить, что в большинстве случаев при анализе характеристик синхронных генераторов ограничиваются только углом  $\varphi$ , т.е. характером внешней нагрузки [30,31,77 и др.]. Это относится и к существующим аналитическим выражениям, с помощью которых невозможно дать физическое объяснение характеристик. Появились работы, в которых характеристики объясняются введением внутренних углов машины  $\psi$  и  $\Theta$  [38,78,79]. Но во всех выше указанных работах принимается допущение  $r=0$ , т.е. не принимаются во внимание внутренние активные сопротивление генератора. Такое допущение справедливо для мощных генераторов, в которых индуктивное сопротивление во много раз больше активного. В маломощных генераторах, к которым относятся асинхронные двигатели с фазным ротором, работающие в режиме синхронного генератора, такое допущение не правомерно, т.к. в таких машинах индуктивные и активные сопротивления соизмеримы. В таком случае нельзя не учитывать активное сопротивление, это может привести к ошибочным выводам.

Будем считать, что машина не насыщена, т.е. синхронное сопротивление  $x_c = const$ . Само собой разумеется, что будет рассматриваться неявнополюсный генератор.

Характеристики х.х. и короткого замыкания не требуют специальных пояснений, так как при х.х. из-за отсутствия тока нагрузки углы  $\psi$  и  $\Theta$  не имеют смысла, а при к.з. напряжение на выводах генератора равно нулю и для нашего случая не представляет интереса.

Предварительно рассмотрим схему одной из фаз генератора, работающего на внешнюю нагрузку (рис. 3.1). Здесь  $r_n$  - активное,  $x_n$  - индуктивное или ёмкостное нагрузочное сопротивление, характеризующие полную цепь. Угол  $\psi = \arctg \frac{x_c \pm x_n}{r_n + r_r}$  (знак « + » относится к индуктивной, а « - » к емкостной нагрузке) будет меняться с изменением нагрузки ( $x_n, r_n$ ). При этом угол внешней нагрузки  $\varphi = \arctg \frac{x_n}{r_n}$  должен оставаться постоянным.  $r_r$  - внутреннее активное сопротивление генератора.

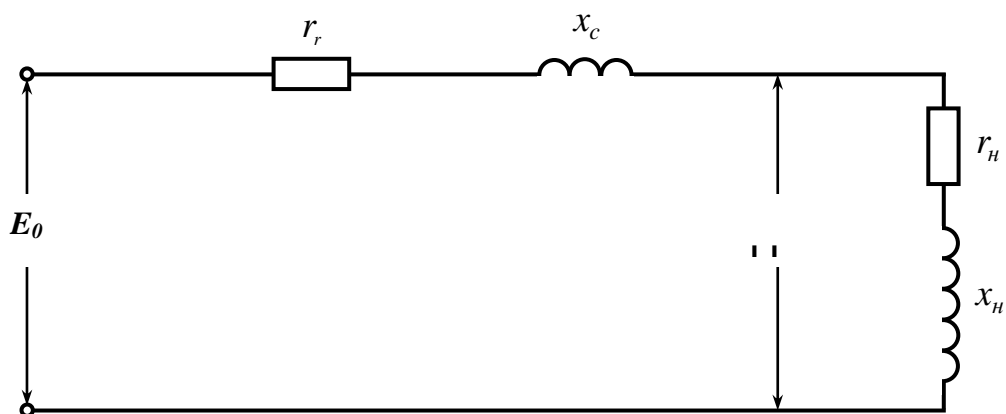


Рис 3.1. Схема замещения одной фазы синхронного генератора.

При чисто индуктивной нагрузке  $r_n=0$ . Тогда  $\varphi = \frac{\pi}{2}$ , а угол  $\psi$  определяется соотношением  $\frac{x_c + x_n}{r_r}$ . С ростом нагрузки, т.е. с уменьшением  $x_n$ , угол  $\psi \rightarrow \arctg \frac{x_c}{r_r}$ . Характер реакции якоря определяется соотношением  $\frac{x_c}{r_r}$ .

При активно-индуктивной нагрузке с ростом нагрузки (с уменьшением  $x_n$  и  $r_n$ ) характер реакции якоря все больше будет определяться внутренним сопротивлением генератора. В предельном случае, при коротком замыкании,

характер реакции определяется соотношением  $\frac{x_c}{r_r}$ . Такое же заключение можно сделать при чисто активной нагрузке.

Самым интересным представляется случай активно-емкостной нагрузки ( $-\frac{\pi}{2} < \varphi < 0$ ). При этом характер всей цепи определяется разностью  $x_c - x_n$ . В начале, в цепи преобладает емкостное сопротивление. Тогда, при проявлении тока нагрузки, угол  $\psi$  будет отрицательным, т.е. наряду с поперечной, будет действовать и продольно намагничивающая реакция якоря. С ростом нагрузки угол  $\psi$  по абсолютной величине будет уменьшаться. При  $x_c = x_n$  угол  $\psi = 0$ , а реакция якоря – чисто поперечная. При дальнейшем увеличении нагрузки  $x_c > x_n$ , цепь становится активно-индуктивной, а продольная реакция – размагничивающей.

Таким образом, независимо от вида нагрузки, с ее ростом, после определенного значения, реакция якоря становится размагничивающей и оказывает влияние на характеристики машины.

Рассмотрим влияние углов  $\psi$  и  $\Theta$  на характеристики синхронного генератора. Как уже отмечалось выше, машина считается ненасыщенным, поэтому можно воспользоваться диаграммой Бен-Эшенбурга. Кроме того, воспользуемся круговыми диаграммами. Для неявнополюсного генератора справедливо выражение

$$\underline{E}_0 = \underline{U} + j\underline{I}x_c + \underline{I}r_r \quad (3.1)$$

Круговая диаграмма строится следующим образом: выбираем масштаб  $m_U$  для напряжения и ЭДС и откладываем вектор  $\underline{E}_0$  на комплексную плоскость по вещественной оси. Таким образом  $\underline{E}_0 = \underline{E}$ . Затем строим диаграмму сопротивления  $\underline{z}_0 = \underline{z}_r + \underline{z}_n$ , где  $\underline{z}_r = r_r + jx_c$  и  $\underline{z}_n = r_n + jx_n$ . Для этого, выбрав масштаб сопротивлений  $m$ , построим  $x_c$ ,  $r_r$  и вектор  $\underline{z}_r$  (рис. 3.2). Так как угол сдвига  $\varphi$  в приемнике остается постоянным, то диаграммой  $\underline{z}_n$  будет служить прямая, проходящая через конец вектора  $\underline{z}_r$  под углом  $\varphi$  к вещественной оси. Относительно начала 0 эта же прямая будет диаграммой

$\underline{z}_0 = \underline{z}_r + \underline{z}_H$ . Определяем ток короткого замыкания  $I_K = \frac{E_0}{z_r}$ , выбираем

масштаб для тока  $m_I$  и откладывают вектор  $\underline{I}_K$ , который совпадает по направлению с вектором  $\underline{z}_r$ . Угол между вектором  $\underline{I}_K$  и ЭДС  $E_0$  есть  $\varphi_r$ , который равен

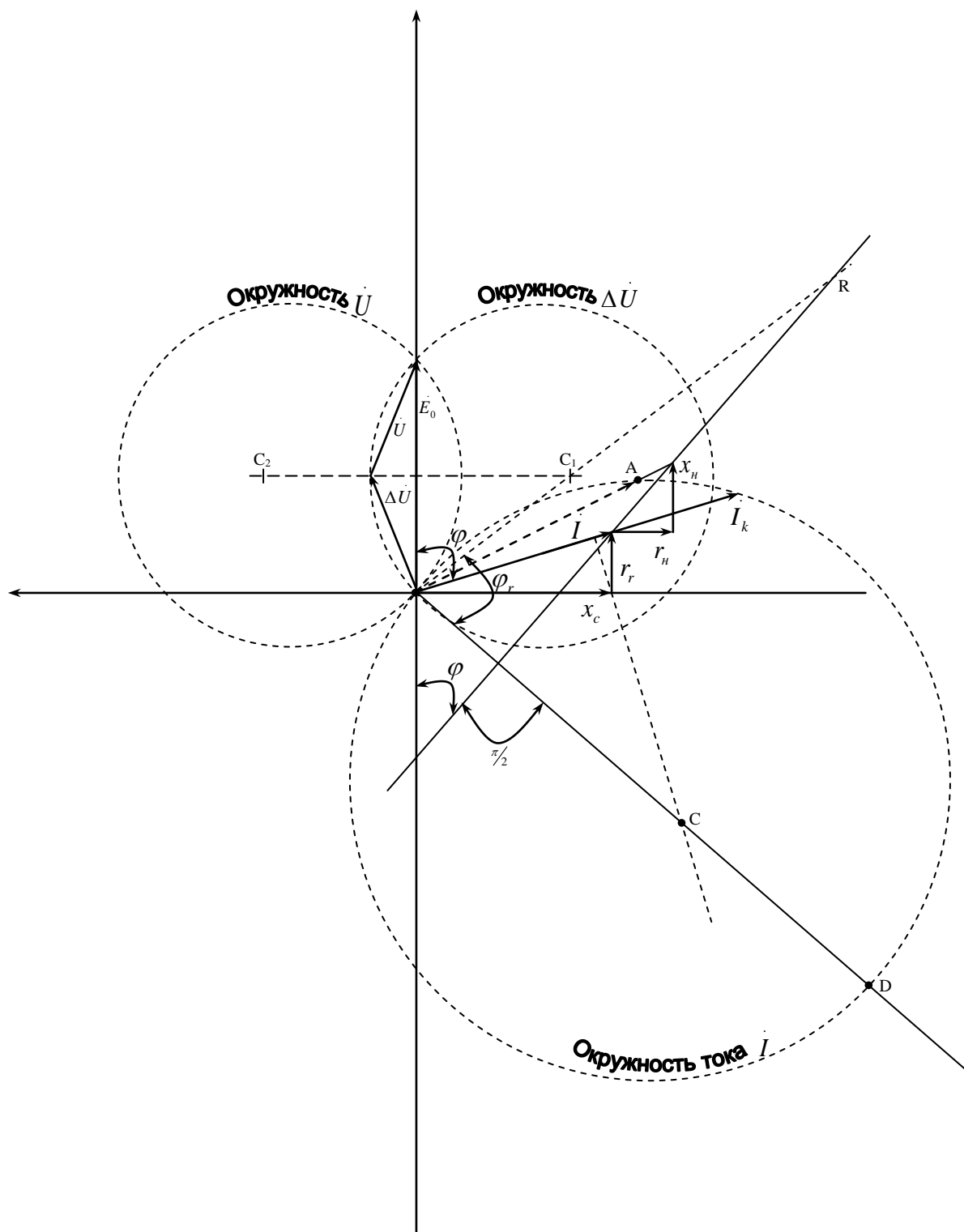
$$\varphi_r = \arctg \frac{x_c}{r_r} \quad (3.2)$$

Получается точка К. Отрезок ОК является хордой круговой диаграммы. Из начала координат проводим прямую ОД, которая перпендикулярна линии  $z_0$ . Находим центр круговой диаграммы, как точку пересечения прямой ОД и перпендикуляра восходящего из середины хорды ОК. Отрезок ОС является радиусом. Полученная окружность является диаграммой тока. Если требуется определить ток для какого-либо частного значения  $\underline{z}_H$ , то достаточно отложить  $\underline{z}_H$  от конца  $\underline{z}_r$  и полученную точку F соединить с началом О. Тогда конец А искомого вектора тока найдется как пересечение луча OF с окружностью тока.

Угол  $\psi$ , составленный вектором тока с вещественной осью, по которой направлен вектор  $E_0$ , является углом сдвига тока относительно ЭДС  $E_0$ . Численное значение  $\cos\psi$  можно определить, построив из центра лежащего на вещественной оси окружность, проходящую через начало и имеющего диаметр, равный 100 произвольной единице длины. Точка пересечения этой окружности с окружностью тока соединяется с началом координат. Тогда число выбранных единиц длины, уместяющихся в этом отрезке, даст число таких долей в значении  $\cos\psi$ , отвечающему данному вектору тока.

Для построения диаграммы падения напряжения  $\underline{\Delta U}$  на сопротивление генератора надлежит, как это следует из выражения  $\underline{\Delta U} = I \underline{z}_r = I z_r e^{j\varphi_r}$ , умножить кривую тока  $\underline{I}$  на комплекс полного сопротивления генератора  $\underline{z}_r$ , т.е. повернуть вектор центра ОС окружности тока на угол  $\varphi_r$  в положительном направлении и увеличить длину вектора центра и радиус окружности в

$z_r \frac{m_I}{m_u}$  раз. Поэтому центр окружности  $\Delta U$  должен лежать на луче OR, составляющем с диаметром OD окружности тока угол  $\varphi_r$ .



3.2. Построение круговой диаграммы синхронного генератора.

Окружность  $\underline{\Delta U}$  пройдет через начало  $O$  и через конец вектора  $E_0$ . От середины вектора  $E_0$  проводят перпендикуляр. Точка  $C$  пересечения перпендикуляра с лучом  $OR$  будет центром окружности  $\underline{\Delta U}$ . Кривая  $\underline{U}$  образует окружность. Ее центр  $C_2$  является зеркальным изображением точки  $C_1$  на вещественной оси.

Для определения векторов  $\underline{\Delta U}$  и  $\underline{U}$  соответствующих данному вектору тока  $\underline{I}$ , следует из начала  $O$  провести лучи, составляющие углы  $\varphi_r$  и  $\varphi_c$  с данным вектором тока. Точки пересечения лучей с окружностями  $\underline{\Delta U}$  и  $\underline{U}$  определяют концы искомых векторов  $\underline{\Delta U}$  и  $\underline{U}$ .

Рассмотрим внешние характеристики  $U = f(I)$  при  $\cos\varphi = const$  и  $i_f = const$ .

1. Построим круговую диаграмму и диаграмму Бен-Эшенбурга для случая

$\varphi = \frac{\pi}{2}$  (рис. 3.3 а, б). Так как условием для построения внешней характеристики является постоянство тока возбуждения, то ЭДС холостого хода  $E_0$  во всем диапазоне изменения нагрузок по всей величине остается без изменения.

При  $\underline{I} = 0$   $\underline{U} = \underline{E}_0$ , с ростом тока нагрузки будет расти падение напряжения

$\underline{\Delta U} = I \underline{z}_r$ . Так как  $|\underline{E}_0| = const$ , то конец вектора  $E_0$  должен перемещаться по

окружности по векторной диаграмме (рис. 3.3, б).

На круговой диаграмме вектор  $\underline{E}_0$  остается неизменным. Ток  $\underline{I}$  меняется по дуге ОБК (рис. 3.3 а), при увеличении тока от  $\psi = \varphi$  до  $\varphi = \varphi_r$ . Одновременно, как видно из диаграмм, напряжение на выводах генератора будет уменьшаться от  $\underline{U} = \underline{E}_0$  до  $\underline{U} = 0$ .

2. Рассмотрим случай, когда нагрузка носит чисто активный характер, т.е.

$\varphi = 0$ . На круговой диаграмме ток нагрузки  $\underline{I}$  меняется по дуге ОБК (рис.

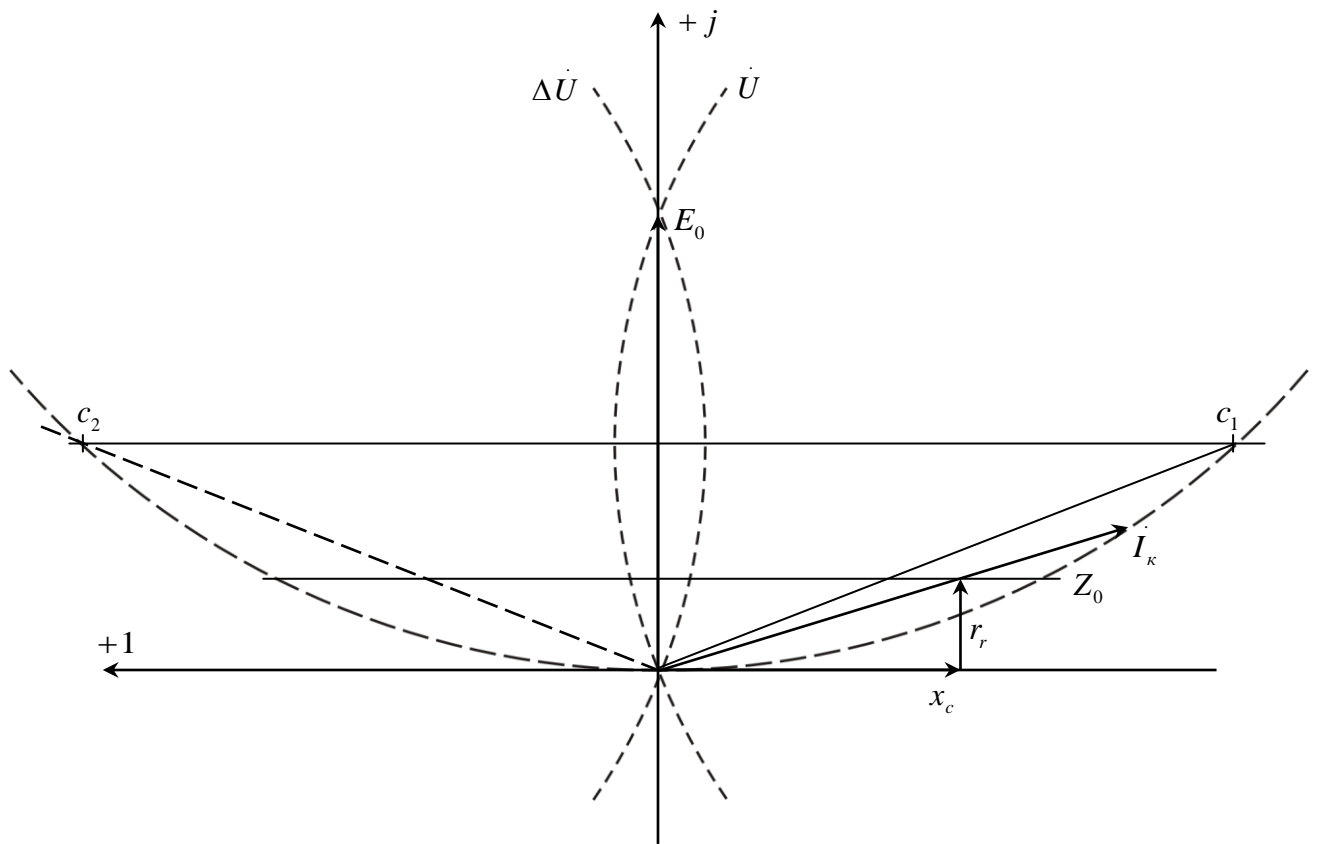
3.4а). С ростом тока нагрузки растет падение напряжения  $\underline{\Delta U}$  и уменьшается

напряжение  $\underline{U}$ . Как показывают диаграммы (рис. 3.4 а, б), с ростом тока  $\underline{I}$

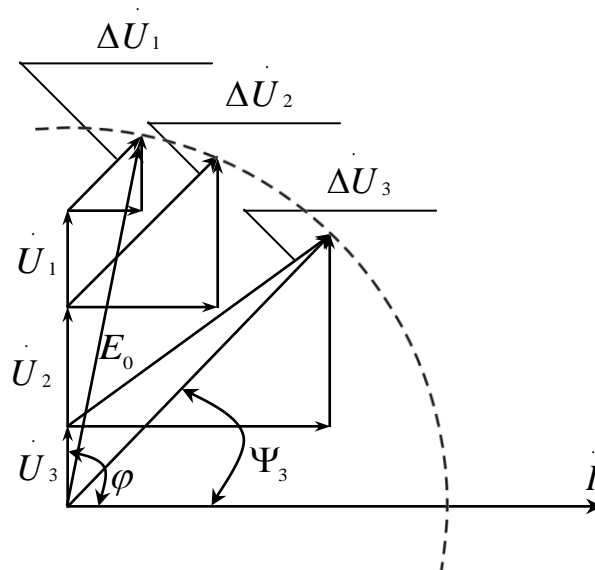
растет угол между ЭДС  $\underline{E}_0$  и напряжением  $\underline{U}$  от  $\psi = \varphi$  до  $\varphi = \varphi_r$ . Таким

образом, в рассмотренных двух случаях с ростом тока нагрузки напряжение на

выводах генератора падает и при коротком замыкании равно нулю. В этих случаях максимальное значение тока получается при коротком замыкании.



a)



b)

Рис. 3.3. Круговая и векторная диаграмма при  $\varphi = \frac{\pi}{2}$

3. Рассмотрим случай, когда нагрузка носит чисто емкостный характер, т.е.

$\varphi = -\frac{\pi}{2}$ . На круговой диаграмме ток нагрузки меняется по дуге ОВК (рис.

3.6а). При холостом ходе, когда  $\underline{I} = 0$ ,  $\underline{U} = E_0$  (точка 1, рис. 3.6 а, б). Так как нагрузка имеет емкостный характер, то при возникновении тока нагрузки в генераторе появляется продольно-намагничивающая реакция якоря. В результате напряжение на зажимах генератора повысится (Ток  $\underline{I}_2$  и напряжение  $U_2$  на рис. 3.6 а и точка 2 на рис 3.6 б). При дальнейшем увеличении тока нагрузки, напряжение на зажимах генератора повышается и достигает максимума при значении тока  $\underline{I}_3$  (рис. 3.6 а  $-\underline{U}_3$  и точка 3, рис 3.6 б). Одновременно увеличивается угол  $\psi$  между ЭДС  $E_0$ - и током нагрузки  $\underline{I}$ . Можно определить значение  $\psi$ , при котором напряжение на зажимах генератора имеет максимальное значение. Из векторной диаграммы (рис. 3.4 б) получаем

$$E_0 \sin \psi + \frac{E_0 \cos \psi}{\operatorname{ctg} \varphi_r} = U \quad (3.3)$$

Приравняв нулю производную  $\frac{dU}{d\psi} = 0$ , получаем уравнение

$$\cos \psi \cdot \operatorname{ctg} \varphi_r - \sin \psi = 0$$

Решение которого имеет вид

$$\psi = \frac{\pi}{2} - \varphi_r \quad (3.4)$$

Подставим в уравнение (3.4) значение  $\psi$  и  $\varphi_r$ .

$$\psi = \operatorname{arctg} \frac{x_c - x_n}{r_r} \quad \text{и} \quad \varphi_r = \operatorname{arctg} \frac{x_c}{r_r}$$

Получим уравнение

$$\operatorname{arctg} \left[ \frac{r_r(2x_c - x_n)}{r_r^2 + (x_c - x_n)x_c} \right] = \frac{\pi}{2}$$

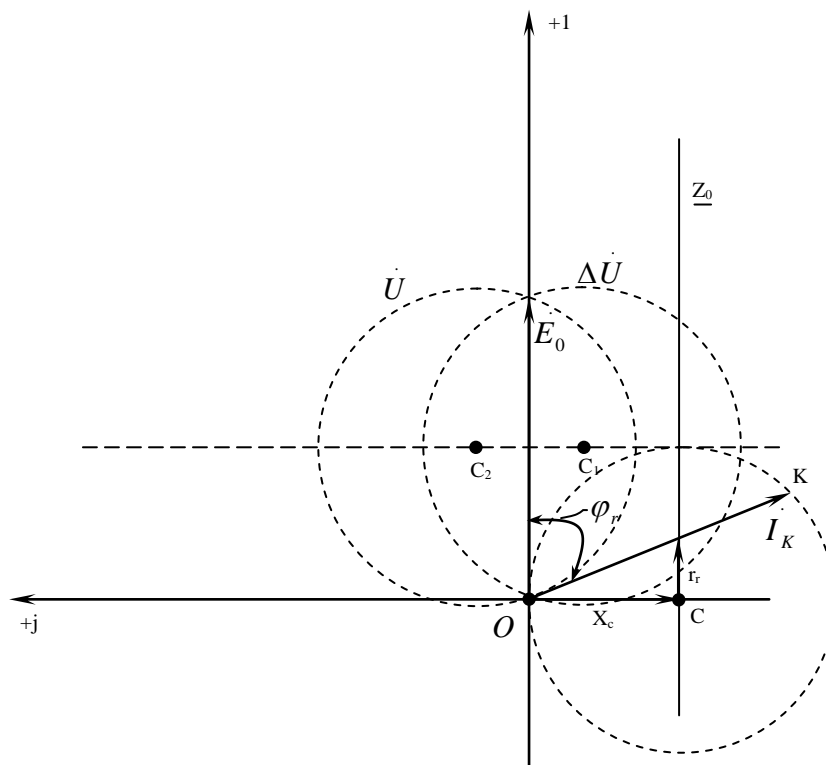
из полученной формулы следует

$$r_r^2 + (x_c - x_n)x_c = 0$$

Решив данное уравнение, получим значение сопротивления емкостной нагрузки, при которой напряжение на зажимах генератора будет максимальным

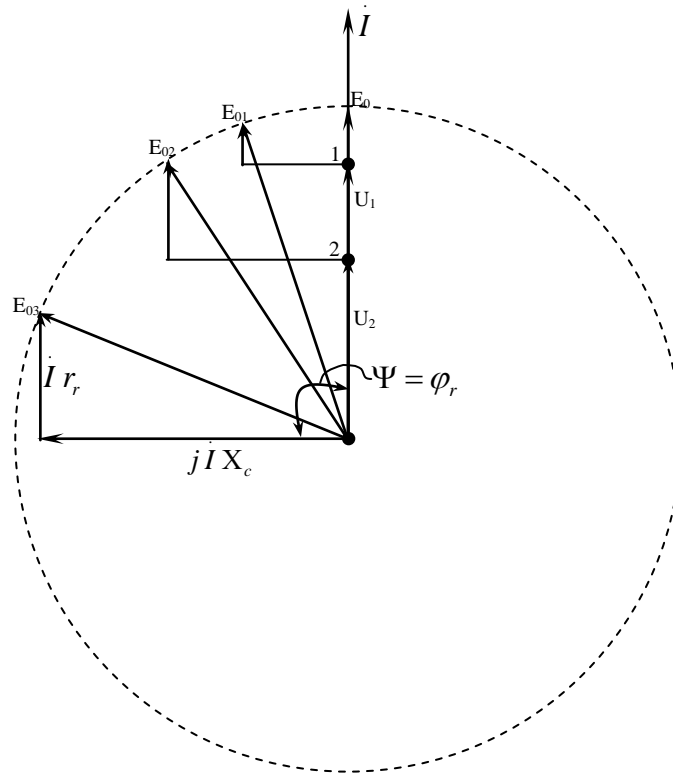
$$x_n = \frac{x_c^2 + r_r^2}{x_c} \quad (3.5)$$

Без учета активного сопротивления генератора максимальное повышение напряжения получилось бы при значении  $\psi = 0$ .



a)

Рис. 3.4-(а) Круговая диаграмма при  $\varphi=0$



b)

Рис. 3.4-(b) Векторная диаграмма при  $\varphi=0$

Величина нагрузки, при которой получится максимальное напряжение, зависит от соотношения сопротивления генератора  $x_c$  и  $r_r$ . Обозначим  $\frac{x_c}{r_r} = \alpha$

тогда получим:

$$\frac{x_n}{x_c} = \frac{1 + \alpha^2}{\alpha^2}$$

На рис. 3.5 показана кривая зависимости  $\frac{x_n}{x_c} = f(\alpha)$ . При значениях  $\alpha \rightarrow \infty$

(т.е.  $r \rightarrow 0$ ), отношение  $\frac{x_n}{x_c}$  раскрывается по правилу Лепиталья. Физически

объяснимо, что когда  $r \rightarrow 0$ , отношение  $\frac{x_n}{x_c} \rightarrow 1$ . В этом случае наступает

резонанс. В случае, когда  $\alpha \rightarrow 0$ , т.е.  $x_c \rightarrow 0$ , отношение  $\frac{x_H}{x_c} \rightarrow \infty$ , генератор имеет чисто активное сопротивление, что на практике невозможно получить.

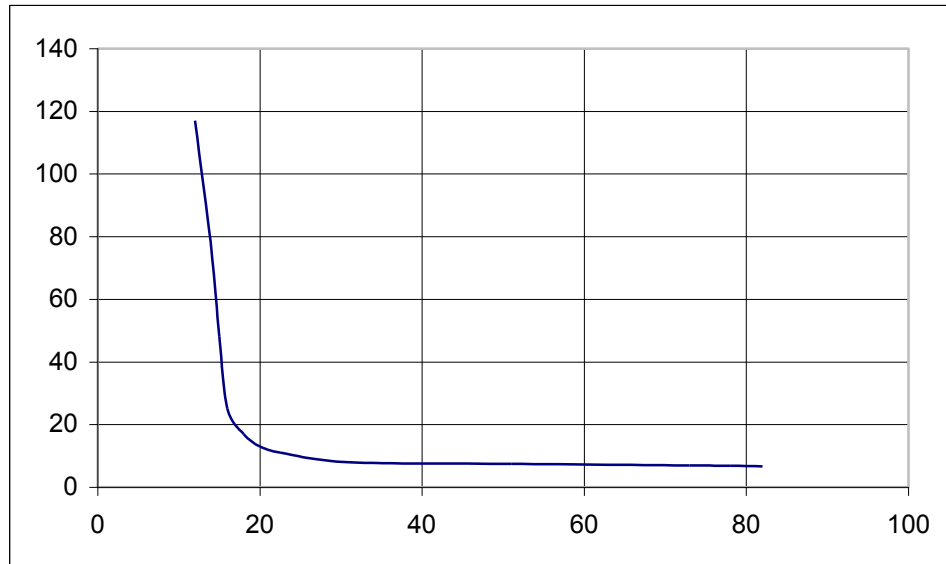


Рис. 3.5 зависимость  $\frac{x_H}{x_c} = f(\alpha)$

Условие  $x_H = \frac{r_r^2 + x_c^2}{x_c}$  даст значение ёмкостной нагрузки при которой

получается максимальная величина напряжения, но сама величина максимального напряжения определяется по формуле

$$\frac{U_{\max}}{E_0} = \sqrt{1 + \alpha^2}$$

В нашем случае, при значении  $\psi = 0$  ток нагрузки принимает максимальное значение, т.к. реактивные сопротивления генератора и нагрузки взаимокompенсируются ( $I_4$  и  $U_4$ ). После этого угол  $\psi$  увеличивается и принимает индуктивный характер.



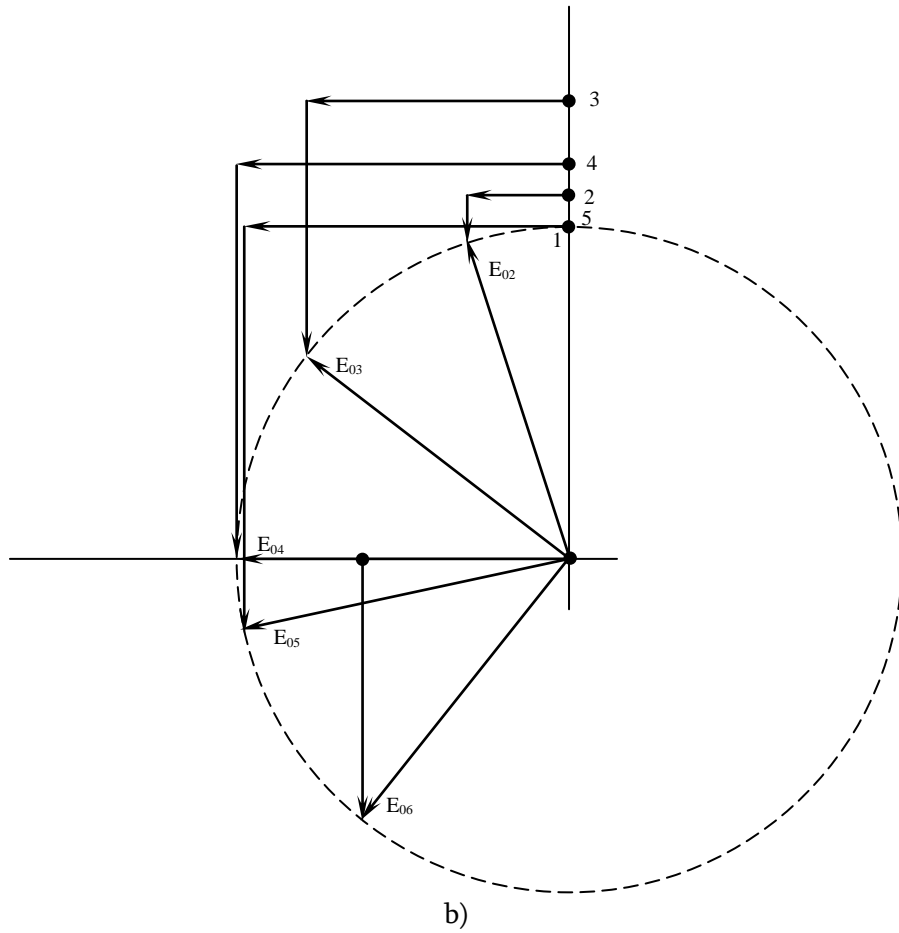


Рис. 3.6 (b) - Круговая диаграмма при  $\varphi = -\frac{\pi}{2}$

Рассмотрим регулировочные характеристики  $i_f = f(I)$  при  $u = const$  и  $\cos\varphi = const$ .

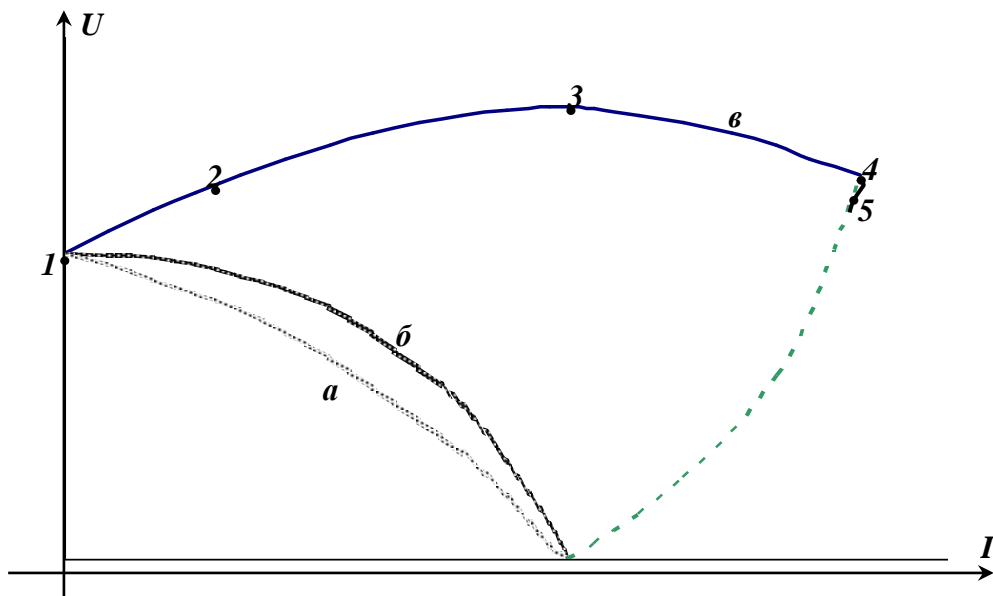


Рис 3.7 Внешние характеристики синхронного генератора - а)  $\varphi=90^\circ$  б)  $\varphi=0$  в)  $\varphi=-90^\circ$

На рис. 3.8, 3.9, 3.10, показаны векторные диаграммы Бен-Эшенбурга, с помощью которых можно построить регулировочные характеристики неявнополюсного ненасыщенного генератора.

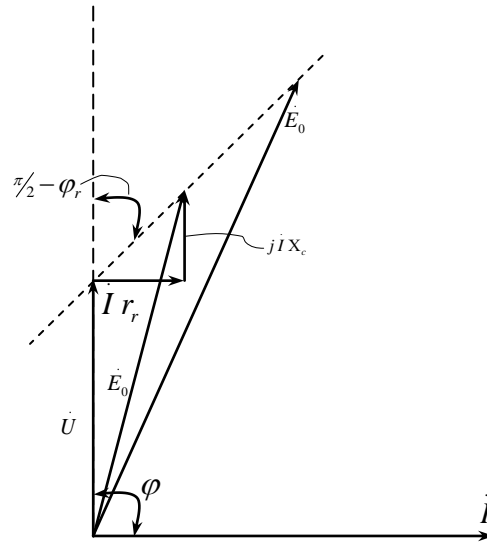


Рис. 3.8 Векторная диаграмма для случая  $u = const$ ,  $\varphi = \frac{\pi}{2}$

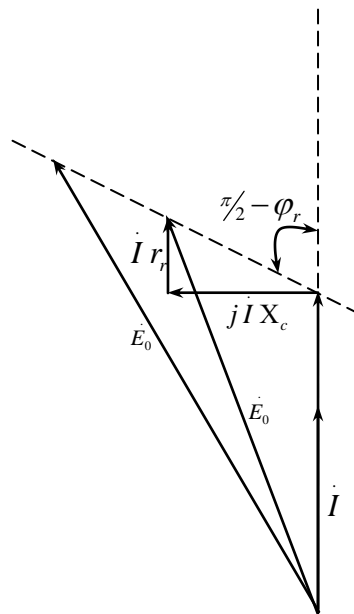


Рис. 3.9 Векторная диаграмма для случая  $u = const$ ,  $\varphi = 0$

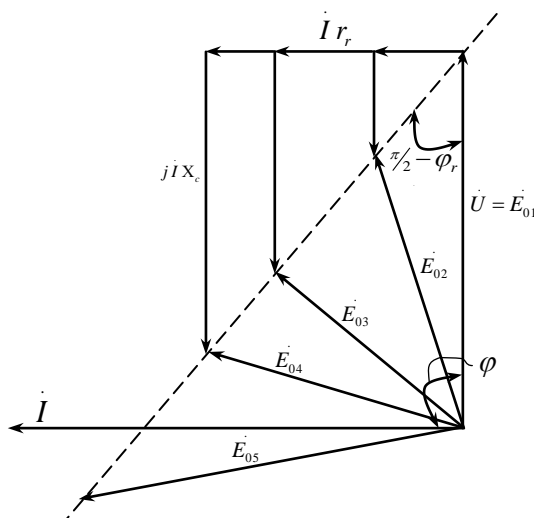


Рис. 3.10 Векторная диаграмма для случая  $u = const$ ,  $\varphi = -\frac{\pi}{2}$

Регулировочные характеристики представлены на рис. 3.11. При чисто индуктивной нагрузке реакция якоря в основном продольно-размагничивающая (рис. 3.8). Поэтому для выполнения условия  $u = const$ , с ростом нагрузки необходимо повышать ЭДС  $E_0$  или иными словами, ток возбуждения  $i_f$  (рис. 3.11, кривая а). При чисто активной нагрузке реакция якоря в основном поперечная (рис. 3.9). При увеличении нагрузки растет и угол  $\psi$ . Для выполнения условия  $u = const$  необходимо увеличивать ток возбуждения, но интенсивность роста  $i_f$  будет ниже (рис 3.11, кривая б). При чисто ёмкостной нагрузке (рис. 3.10) в начале угол  $\psi$  отрицательный и поэтому с ростом нагрузки напряжение на зажимах машины должно расти. Поэтому для выполнения условия  $u = const$  необходимо уменьшать  $i_f$  (рис. 3.11, кривая с).

При определенной величине нагрузки ток возбуждения  $i_f$  становится минимальным (точка 3 на рис. 3.11 с). При дальнейшем увеличении нагрузки, несмотря на то, что угол  $\psi$  остается отрицательным и ток нагрузки имеет ёмкостный характер, для поддержания напряжения постоянным постоянно приходится увеличивать  $i_f$  (точка 4, рис 3.11). После этого угол  $\psi$  становится

положительным (рис. 3.10) и естественно, с ростом нагрузки ток  $i_f$  необходимо увеличить (рис 3.11, точка 5).

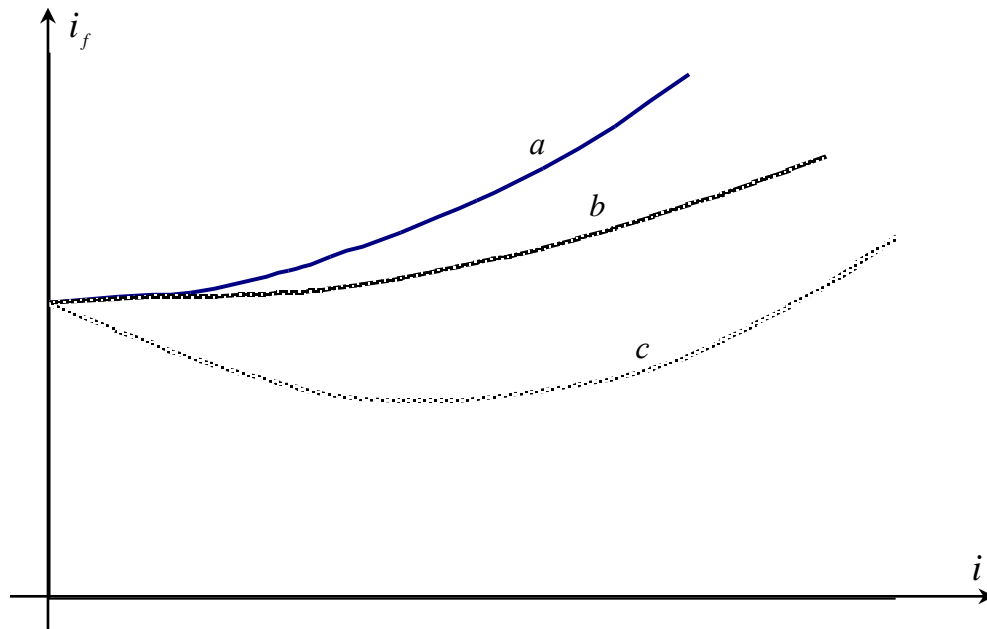


Рис. 3.11 Регулировочные характеристики синхронного генератора

$$\text{а) } \varphi = \frac{\pi}{2}, \text{ б) } \varphi = 0, \text{ в) } \varphi = -\frac{\pi}{2}$$

Можно определить величину  $\psi$ , при котором ток возбуждения  $i_f$  имеет минимальное значение. Из векторной диаграммы (рис. 3.9) имеем

$$U \sin \psi + \frac{U \cos \psi}{\operatorname{tg}(\psi + \varphi_r)} = E_0$$

Решив уравнение  $\frac{dE_0}{d\psi} = 0$  находим, что минимальное значение  $E_0$  получается

при

$$\psi = \frac{\pi}{2} - \varphi_r \quad (3.6)$$

что совпадает с полученным раньше условием максимума напряжения на выводах генератора (3.4). Это объяснимо и в физическом плане. В этом случае величина нагрузки определяется формулой (3.5).

Как следует из выражения (3.5) чем больше активное сопротивление генератора, тем меньше понадобится сопротивления тока возбуждения, но при этом величина минимального тока возбуждения увеличивается.

Сама величина минимального значения  $E_0$  зависит от отношения  $\frac{x_c}{r_r}$  и выражается по формулой

$$\frac{E_0 \min}{U} = \frac{1}{\sqrt{1-\alpha^2}} \quad (3.7)$$

на рис. 3.12 дана зависимость  $\frac{E_0 \min}{U} = f(\alpha)$ .

Очевидно, что когда  $\alpha \rightarrow \infty$ , то  $r \rightarrow 0$  и  $E_0 \min \rightarrow 0$ . В этом случае напряжение на зажимах генератора обеспечивается без возбуждения, т.к. резонанс без потерь.

Таким образом, чтобы разгрузить ротор асинхронного двигателя с фазным ротором в генераторном режиме от намагничивающего тока и тем самым повысить мощность машины, необходимо нагрузить генератор ёмкостным током, т.е. к генератору подключить конденсаторные батареи, согласно формуле (3.5).

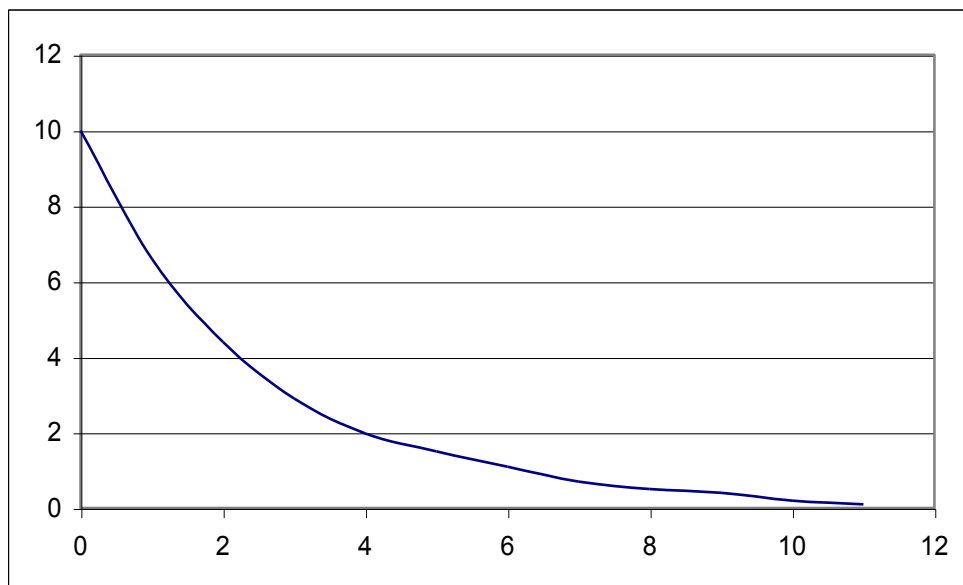


Рис. 3.12. Зависимость  $\frac{E_0 \min}{U} = \frac{1}{\sqrt{1-\alpha^2}} = f(\alpha)$

### 3.2 Синхронное самовозбуждение асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора

Как уже отмечалось, для разгрузки ротора от тока намагничивания следует подключить к генератору конденсаторную батарею.

Как известно, при включении синхронного генератора на ёмкостную нагрузку может возникнуть самовозбуждение, т.е. электромагнитный переходный процесс, при котором генератор возбуждается без тока возбуждения.

Самовозбуждение может быть синхронным и асинхронным. Для составления уравнения переходного процесса следует принять некоторые допущения:

- 1) все параметры – линейные, т.е. отсутствуют гистерезис, насыщение, потери в стали, вихревые токи;
- 2) все параметры цепей статора синусоидальны, т.е. пренебрегаем всем кроме основной гармоники;
- 3) симметричность по фазам;
- 4) несимметричные режимы приводим к симметричным (с помощью метода симметричных составляющих).

Принятые допущения позволяют применять для решений операторный метод.

В общем случае для синхронных ненасыщенных машин без автоматического регулятора возбуждения и при условии постоянства скорости вращения ротора справедлива система линейных неоднородных дифференциальных уравнений

$$\left. \begin{aligned} i_d [x_d(p) - p^2 x_d(p) - p - r_r x_n] - i_q [2px_q(p) + r_r] = \\ = U_f [p^2 G(p) - G(p)] + U_q \\ i_d [2px_d(p) + r_r] + i_q [p^2 x_q(p) - x_q(p) - x_q(p) - x_q(p) + p + r_r + x_n] = \\ = 2pG(p)U_f + Ud \end{aligned} \right\} \quad (3.8)$$

где 
$$G(p) = \frac{1}{T_{d_0} p + 1} \frac{x_a d}{r_f}; \quad x_d(p) = \frac{x' d T_{d_0} p + x d}{T_{d_0} p + 1}; \quad x_q(p) = x_q$$

$T_{d_0}$  - постоянная времени обмотки возбуждения, при отсутствии в её цепи дополнительных сопротивлений при разомкнутой обмотке якоря и отсутствии успокоительной обмотки.

$$T_{d_0} = \frac{x_f}{r_f} \text{ и } x'_d = x_d - \frac{x_d^2}{x_f} \quad (3.9)$$

Решение системы относительно  $i_d$  и  $i_q$  дает:

$$\begin{aligned} i_d(p) &= \frac{D_1(p)}{D(p)} \text{ и} \\ i_q(p) &= \frac{D_2(p)}{D(p)} \end{aligned} \quad (3.10)$$

где  $D(p)$  главный определитель системы

$$D(p) = \begin{cases} xd(p) - p^2xd(p) - pr_r - x_n \\ 2px_q(p) + r_r - I2pxd(p) + r_r \\ p^2x_q(p) - x_q(p) + pr_r + x_n \end{cases} \quad (3.11)$$

Характеристическое уравнение системы, найденное из условия  $D(p) = 0$  имеет пятую степень относительно оператора  $p$ .

$$a_0p^5 + a_1p^4 + a_2p^3 + a_3p^2 + a_4p + a_5 = D$$

Коэффициенты характеристического уравнения выражаются через параметры генератора

$$\begin{aligned} a_0 &= T_{d_0} x_q x'_d \\ a_1 &= T_{d_0} r_r (x_q + x'_d) + x_q x_d \\ a_2 &= T_{d_0} (2x_q x'_d + x_n x'_d + x_q x_n) + T_{d_0} r_r^2 + r_r (x_q + x_d) \\ a_3 &= x_n x_d + x_n x_q + 2x_q x_d + r_r^2 + T_{d_0} r_r (2x_n + x_q + x'_d) \\ a_4 &= T_{d_0} (x_n - x_q)(x_n - x'_d) + T_{d_0} r_r^2 + r_r (2x_n + x_q + x_d) \\ a_5 &= (x_n - x_d)(x_n - x_q) + r_r^2 \end{aligned} \quad (3.12)$$

Самовозбуждение рассматривается как электромагнитная неустойчивость генератора, нагруженного на ёмкостную нагрузку. По теореме Ляпунова движение будет неустойчиво, если среди корней характеристического уравнения имеются корни, вещественные части которых положительны. Таким

образом, возможность возникновения самовозбуждения определяется наличием корней с положительной вещественной частью в характеристическом уравнении. Согласно критерию Гурвица, это имеет место при соблюдении неравенств

$$a_5 < 0$$

$$\Delta_4 < 0 \quad \text{при } a_0 > 0$$

где  $\Delta_4$  определитель Гурвица.

Первое условие означает наличие одного положительного действительного корня в характеристическом уравнении и характеризует зону синхронного самовозбуждения.

Так как асинхронный двигатель с фазным ротором в режиме синхронного генератора представляет собой неявнополюсную машину, то  $x_d = x_q$  и для коэффициента  $a_5$  будет иметь форму

$$a_5 = (x_n - x_d)^2 + r_r^2 > 0 \quad (3.13)$$

Исходя из данного выражения, можно сказать, что в асинхронном двигателе с фазным ротором в режиме синхронного генератора синхронное самовозбуждение не может возникнуть.

### ***3.3 Асинхронное самовозбуждение асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора***

Как показано выше, у асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора синхронное самовозбуждение не происходит. Конденсаторная батарея уменьшает до минимума ток возбуждения и, таким образом, разгружает ротор. В этом случае для начального возбуждения необходимо иметь посторонний источник постоянного тока. При отсутствии источников постоянного тока и при наличии конденсаторных батарей генератор можно возбудить асинхронно [80, 81]. Таким образом, будем иметь асинхронное самовозбуждение асинхронного двигателя с фазным ротором в генераторном режиме. Естественно, рассматривается автономный режим. Получаем автономный асинхронный генератор с самовозбуждением.

В настоящее время существует различные точки зрения на механизм и условия возникновения самовозбуждения в асинхронном генераторе. Ряд авторов отождествляет процесс самовозбуждения в асинхронном автономном генераторе с процессом, который имеет место при самовозбуждении генератора постоянного тока [31,32,38,77]. При таком подходе первопричиной возникновения колебаний считается остаточная индукция ротора, которая наводит в обмотке статора начальную ЭДС синхронной частоты.

Такая трактовка самовозбуждения при всей своей простоте и наглядности не позволяет раскрыть механизм перехода синхронных колебаний ЭДС в асинхронные на начальном этапе самовозбуждения. Кроме того, не ясна роль тока ротора. В силу этого невозможно объяснить причину отсутствия самовозбуждения в асинхронной машине, ротор которой выполнен в виде сплошных шихтованных стальных колец даже при наличии значительной остаточной индукции [82].

В [83-86] процесс самовозбуждения автономного асинхронного генератора отождествляется с процессом, который имеет место в автоколебательной системе. В соответствии с этим подходом считают, что в асинхронном генераторе возможно жесткое или мягкое самовозбуждение. Первый случай распространяется на автономный асинхронный генератор с немагнитным ротором и частично на асинхронный генератор с ферромагнитным ротором при работе в диапазоне неустойчивого возбуждения [83,85]. Для самовозбуждения автономного асинхронного генератора с немагнитным ротором требуется достаточно сильное электрическое возбуждение со стороны статора [85], а при размагниченном роторе в области неустойчивого возбуждения требуется кратковременное увеличение ёмкости конденсаторов возбуждения [83].

Во втором случае (мягкое самовозбуждение) необходимо наличие остаточной индукции.

В [84] утверждается, что монотонный или немонотонный характер изменения индуктивности намагничивающего контура Г-образной схемы замещения, в функции напряжения и соответственно мягкий или жесткий режим возбуждения в значительной мере зависят от остаточной индукции ротора.

В [87] показано, что в автономном асинхронном генераторе с ферромагнитным короткозамкнутым ротором имеет место только жесткое

самовозбуждение, а роль первоначального толчка выполняет остаточная индукция ротора.

Остаточная индукция ротора зависит от многих факторов. При работе генератора в асинхронном режиме с самовозбуждением происходит перемещение вектора вращающегося поля относительно ротора. В силу этого, после отключения конденсаторов возбуждения вектор остаточной индукции ротора займет произвольное положение относительно ротора, т.е. положение вектора остаточной индукции относительно ротора является величиной случайной. Вероятность того, что после асинхронного режима работы вектор остаточной индукции займет то же самое положение, что и до асинхронного режима – очень мала.

Наиболее сильное размагничивание автономного асинхронного генератора происходит при внезапном коротком замыкании, когда шунтируются конденсаторы возбуждения. Такое уменьшение остаточной индукции ротора можно объяснить только продольной размагничивающей реакцией статора (якоря).

Следует подчеркнуть, что каждый раз, после наступления асинхронного самовозбуждения изменяется положение вектора остаточной индукции ротора относительно самого ротора. Происходит не разрушение остаточной намагниченности ротора нарастающими колебаниями, а возникает вращательное перемагничивание магнитного материала ротора, которое наблюдается в гистерезисной машине при её работе в режиме асинхронного генератора [88-90].

Поскольку ротор автономного асинхронного генератора выполнен из ферромагнитного материала, как и ферромагнитная пленка, которая используется для записи информации, то можно провести аналогию: запись информации на пленку – работа автономного асинхронного генератора в асинхронном режиме с самовозбуждением, воспроизведение информации – работа в синхронном режиме, удаление информации (размагничивание) – режим трехфазного к.з.

После отключения к.з. (размагничивание) повторное асинхронное самовозбуждение приводит к увеличению остаточной индукции ротора, причем положение вектора остаточной индукции относительно ротора является случайной величиной и зависит только от положения вектора вращающегося

магнитного поля в момент отключения конденсаторов возбуждения. Ротор фиксирует последнюю информацию о пространственном положении вектора основного вращающегося поля машины.

В отличие от генератора с постоянными магнитами, в котором машины намагничиваются в специальных установках, в автономном асинхронном генераторе намагничивание ротора осуществляется магнитным полем статора, что делает автономного асинхронного генератора близким к гистерезисной машине. Наличие гистерезисного момента в асинхронной машине с короткозамкнутым ротором является известным фактом [21, 90].

Таким образом, до наступления асинхронного самовозбуждения необходимо рассматривать автономный асинхронный генератор как гистерезисную машину, которая имеет короткозамкнутую демпферную обмотку и работает в режиме асинхронного генератора.

При подключении к обмотке статора конденсаторов и плавном увеличении ёмкости от нуля, увеличивается и ЭДС. Асинхронный генератор работает в синхронном режиме. По аналогии с синхронным генератором увеличение ЭДС с ростом ёмкости генераторов можно объяснить действием продольной намагничивающей реакцией статора (якоря). В этом режиме генератор работает устойчиво в синхронном режиме, так как тормозной гистерезисный момент не достигает в этом случае своего максимального значения.

Переход синхронных колебаний в асинхронные колебания происходит следующим образом. При подключении конденсаторов возбуждения увеличивается ток в обмотке статора, возрастают потери, возрастает угол нагрузки  $\Theta$  и соответственно увеличивается гистерезисный момент. При достижении гистерезисным моментом максимального значения, определяемого магнитными свойствами материала ротора, его объемом и индукцией в зазоре, генератор выпадает из синхронизма, вектор поля ротора начинает перемещаться относительно ротора с некоторым скольжением  $S$ , ротор перемагничивается. При этом в короткозамкнутой обмотке ротора возникают ЭДС, токи и наряду с гистерезисным моментом в автономном асинхронном генераторе появляется соответствующий асинхронный электромагнитный момент. Максимальный гистерезисный момент и соответствующий ему максимальный угол нагрузки

$\Theta_{\max}$  не зависят от скольжения  $S$  и их значения в установившемся асинхронном режиме считаются неизменными. Асинхронный электромагнитный момент возникает и до достижения гистерезисным моментом своего максимального значения, так как при увеличении гистерезисного момента от нуля до максимума происходит соответствующее увеличение угла нагрузки  $\Theta$ , что сопровождается в гистерезисной машине перемещением вектора поля относительно ротора [89].

Таким образом, в процессе самовозбуждения угол нагрузки возрастает от нуля до  $\Theta_{\max}$ , а далее генератор выпадает из синхронизма. Скольжение возрастает от нуля до некоторого значения, при котором наступает баланс амплитуд и фаз. Поскольку непрерывное увеличение угла  $\Theta$  сопровождается соответствующим отставанием поля от ротора, то можно считать, что скольжение  $S$  возникает мгновенно, при подключении конденсаторов возбуждения и синхронные колебания переходят в асинхронные колебания.

Если ёмкость конденсаторов мала, то увеличение угла нагрузки  $\Theta$  происходит до определённого значения, которое меньше максимального значения  $\Theta_{\max}$ . В этом случае, после непродолжительных колебаний угла  $\Theta$ , наступает равновесие между гистерезисным и внешним моментами на валу. Как известно, полный электромагнитный момент гистерезисного генератора состоит из двух составляющих: моментом, обусловленным потерями на гистерезисе и моментом, образованным потерями на вихревые токи [91].

$$M = M_r + M_{mx} \quad (3.14)$$

причем 
$$M_r = \frac{P_r}{\omega_c} = f\sigma_n B_n^2 V$$

и 
$$M_{bx} = \frac{P_{bx}}{\omega_c} = \frac{(sf)^2 \sigma_w B_n^2 V}{\omega_c}$$

где при синхронной частоте вращения 
$$M_{bx} = \frac{sf\sigma_w B_n^2 V_p}{2\pi}$$
.

Где  $\sigma_n$  – удельные потери на гистерезисе [92],  $\sigma_w$  - удельные потери от вихревых токов,  $B_n$  - индукция в воздушном зазоре,  $V$  - объем ротора,  $P$  - число пар полюсов.

Наступление равновесия между моментами означает, что генератор не выпадает из синхронизма, а короткозамкнутая обмотка ротора исполняет роль демпферной обмотки и создаёт успокоительный момент при колебаниях угла нагрузки  $\Theta$ .

Асинхронный генератор возбуждается только жестко, т.е. для возбуждения асинхронных колебаний необходим первоначальной толчок определенной величины. Такой толчок момент получит как со стороны статора, (подключение заряженных конденсаторов), так и со стороны ротора в виде остаточной индукции, которая при вращении ротора воздействует на асинхронный генератор не кратковременно, а постоянно.

Воздействие остаточной индукции выражается в создании гистерезисного момента, который не зависит от скольжения  $S$ .

Величина толчка (величина остаточной индукции и соответствующей ЭДС), которая необходима для устойчивого асинхронного самовозбуждения, зависит от ёмкости конденсаторов.

Если ротор сильно размагничен токами короткого замыкания, для возникновения асинхронных колебаний необходимо воздействовать на асинхронный генератор. Воздействие возможно тремя способами:

- 1) усилить толчок, создаваемый остаточной индукцией ротора толчком со стороны статора путем кратковременной подачи на обмотку статора небольшого трехфазного или однофазного напряжения;
- 2) кратковременно увеличить ёмкость конденсатора, а после установления асинхронного режима уменьшить ёмкость до первоначального значения;
- 3) усилить толчок со стороны ротора, т.е. увеличить остаточную индукцию ротора.

Для увеличения остаточной индукции ротора некоторые авторы предлагают разместить на статоре или на роторе асинхронного генератора постоянный магнит [18].

Для асинхронного генератора с фазным ротором нет необходимости принимать специальные меры по увеличению остаточной индукции ротора, так как ротор подмагничивается постоянным током при работе генератора в синхронном режиме.

### **3.4 Дифференциальные уравнения и расчет переходных процессов асинхронного генератора с учетом насыщения**

Выше рассматривался физический процесс самовозбуждения асинхронного конденсаторного генератора. Анализировался также установившийся режим. В месте с тем большой интерес представляет переходный процесс асинхронного генератора, особенно процесс самовозбуждения. В работе [93] дано математическое описание асинхронной машины с учетом насыщения главной магнитной цепи, где в качестве искомых функций (переменных интегрирования) выбраны полные потокосцепления асинхронной машины. Коррекция величин индуктивного сопротивления взаимоиндукции  $x_m$  выполняется на каждом шаге интегрирования путем решения системы двух алгебраических уравнений (уравнения прямой и уравнения характеристик намагничивания асинхронной машины) относительно искомого параметра  $x_m$ .

В работах [94,95] дано математическое описание насыщенной неявнополюсной машины переменного тока с использованием дифференциальных индуктивностей. Алгоритм решения уравнений машины, коэффициентами которых является дифференциальные индуктивности, предусматривает на каждом шаге интегрирования обращение матрицы коэффициентов, что усложняет вычисления.

В [96] также применяется обращение матриц, но только для самовозбуждения и без учета насыщения магнитной цепи.

В данном параграфе получена система дифференциальных уравнений и предложен метод расчета переходных процессов автономного асинхронного генератора с учетом насыщения главной магнитной цепи. В процессе решения не требуется выполнения дополнительных процедур, связанных с решением системы алгебраических уравнений, либо обращения матриц коэффициентов дифференциальных уравнений на каждом шаге интегрирования.

Анализ процессов, проходящих в асинхронном генераторе, проводим при следующих допущениях:

- 1) величина потока взаимоиндукции не влияет на индуктивные сопротивления рассеяния обмоток статора и ротора, которые принимаются постоянными;

- 2) пренебрегаем гистерезисом стали статора и ротора, т.е. считаем, что вектор потока взаимоиндукции  $\vec{\phi}_0$  и соответствующий этому вектор потокосцепления  $\vec{\psi}_0$  коллинеарны вектору намагничивающего тока  $\vec{i}_0$ ;
- 3) магнитопровод насыщается равномерно во всем объеме, т.е. эффект явнополюсности ротора, возникающий при насыщении, не учитывается.

Принятые допущения приводят асинхронный генератор к разряду идеализированной асинхронной машины с классическими допущениями, дифференциальные уравнения которой хорошо известны [97]. Дифференциальные уравнения асинхронного генератора в векторной форме имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\vec{\psi}_1}{dt} &= \vec{u}_1 - \vec{i}_1 r_1; \\ \frac{d\vec{\psi}_2}{dt} &= \vec{u}_2 - \vec{i}_2 r_2 + j\omega \vec{\psi}_2; \end{aligned} \right\} \quad (3.15)$$

где  $\omega = p\omega_r$  - частота вращения ротора (*Тл град/с*);

$$\left. \begin{aligned} \vec{\psi}_1 &= L_1 \vec{i}_1 + \vec{\psi}_0 \\ \vec{\psi}_2 &= L_2 \vec{i}_2 + \vec{\psi}_0 \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

$\vec{\psi}_1$  и  $\vec{\psi}_2$  - полные потокосцепления статора и ротора асинхронного генератора;

$\vec{\psi}_0 = L_m \vec{i}_0$  - вектор результирующего потокосцепления взаимоиндукции

статора и ротора;  $\vec{i}_0 = \vec{i}_1 + \vec{i}_2$  - вектор намагничивающего тока асинхронного генератора (равенство соблюдается в асинхронном генераторе с приведенным ротором);

$L_1$  и  $L_2$  индуктивности рассеяния обмоток статора и ротора соответственно;

$L_m = \text{var}$  - индуктивность взаимоиндукции статора и ротора, которая определяется по кривой намагничивания генератора

$$x_m = f(i_0) \quad (3.17)$$

Решая систему уравнений (3.15) относительно токов, получим

$$\left. \begin{aligned} \vec{i}_1 &= \frac{1}{L_1} (\vec{\psi}_1 - \vec{\psi}_0) \\ \vec{i}_2 &= \frac{1}{L_2} (\vec{\psi}_2 - \vec{\psi}_0) \end{aligned} \right\} \quad (3.18)$$

где

$$\vec{\psi}_0 = \frac{\vec{\psi}_1 L_2 + \vec{\psi}_2 L_1}{L_1 + L_2} \frac{L_1 L_2}{L_m} \quad (3.19)$$

Система дифференциальных уравнений (3.15) совместно с системой алгебраических уравнений (3.18, 3.19) имеют нелинейный характер, вызванный нелинейной зависимостью результирующего потокоцепления  $\vec{\psi}_0$  от потокоцеплений  $\vec{\psi}_1$  и  $\vec{\psi}_2$ , поскольку входящий в выражение (3.19) параметр  $L_m$  зависит от величины  $\vec{\psi}_0$ . Для определения этой зависимости воспользуемся системой (3.16). Умножим первое уравнение системы (3.16) на  $L_2$ , а второе на  $L_1$  и сложим их. В результате сложения получим:

$$\vec{\psi}_1 L_2 + \vec{\psi}_2 L_1 = \vec{\psi}_0 (L_1 + L_2) + \vec{i}_0 L_1 L_2 \quad (3.20)$$

Так как векторы  $\vec{\psi}_0$  и  $\vec{i}_0$  в пространстве совпадают, то справедливо следующее равенство

$$\vec{\psi}_0 (L_1 + L_2) + \vec{i}_0 L_1 L_2 = \left| \vec{\psi}_1 L_1 + \vec{\psi}_2 L_2 \right| = \sqrt{(\psi_{1\alpha} - \psi_{2\alpha})^2 + (\psi_{1\beta} L_2 + \psi_{2\beta} L_1)^2} \quad (3.21)$$

где  $\psi_{1\alpha}$ ,  $\psi_{1\beta}$ ,  $\psi_{2\alpha}$ ,  $\psi_{2\beta}$  - составляющие векторов  $\vec{\psi}_1$  и  $\vec{\psi}_2$  в системе координат  $\alpha, \beta, 0$ . Умножив обе части равенства на  $\omega_1^2$  и разделив его относительно  $\omega_0 \psi_0 = E_0$ , получим

$$E_0 = \frac{\omega_1 \sqrt{(\psi_{1\alpha} x_2 + \psi_{2\alpha} x_1)^2 + (\psi_{1\beta} x_2 + \psi_{2\beta} x_1)^2} - i_0 x_1 x_2}{x_1 + x_2} \quad (3.22)$$

Это уравнение, совместно с характеристикой намагничивания машины  $E_0 = x_m i_0$  (где  $x_m = f(i_0)$ ) позволяет определить магнитное состояние машины в процессе счета.

Запишем уравнение (3.22) в следующем виде:

$$\omega_1 \sqrt{(\psi_{1\alpha} x_2 + \psi_{2\alpha} x_1)^2 + (\psi_{1\beta} x_2 + \psi_{2\beta} x_1)^2} = i_0 [(x_1 + x_2)x_m + x_1 x_2] \quad (3.23)$$

Обозначим левую часть последнего через  $Y$  и построим зависимость  $x_m = f(y)$ . Для этого, задавшись рядом значений  $i_0$  по характеристике холостого хода, определим соответствующие значение  $x_m$ , которое использует затем для вычисления правой части уравнения (3.29). вычисление  $K$ -го значения  $Y$  проводим в следующем порядке

$$i_{0k} \rightarrow x_{mk} = \frac{E_{0k}}{i_{0k}} - x_1 - y_k = i_{0k} [(x_1 + x_2)x_{mk} + x_1 x_2] \quad (3.24)$$

Строим зависимость  $x_m = f(y)$ , общий вид которой в относительных единицах представлен на рис. 3.13.

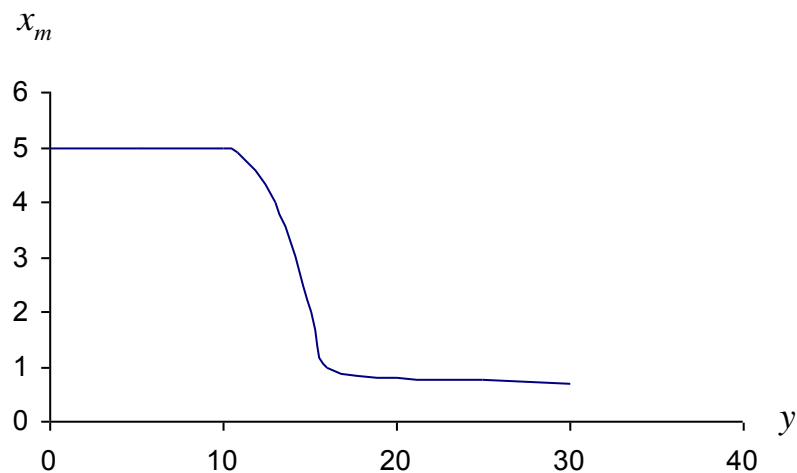


Рис. 3.13. Общий вид зависимости  $x_m = f(y)$

Каждому новому значению полных потокосцеплений  $\vec{\psi}_1$  и  $\vec{\psi}_2$ , определяемых в процессе расчета, будут соответствовать определенное значение  $y$ , по которому, согласно рис. 3.13, находят соответствующее значение  $x_m$ .

При расчете на ЭВМ, для получения функции  $x_m = f(y)$  необходимо характеристику холостого хода, полученную либо расчетным путем, либо экспериментально, представить в аналитическом виде. Для этого используется

метод «наименьших квадратов». Допустим, необходимо представить функцию  $E_{xx} = f_1(i_0)$  в виде полинома пятого порядка

$$y = a_0 i_0^5 + a_1 i_0^4 + a_2 i_0^3 + a_3 i_0^2 + a_4 i_0 + a_5 \quad (3.25)$$

По методу «наименьших квадратов» коэффициенты этого полинома должны быть такими, что экспериментально полученных в точках сумма квадратов разности  $E_{xxi} - y$  должна быть минимальной. В этом случае  $Y = f(i_0)$  окажется на минимальном расстоянии от функции  $E_{xx} = f_1(i_0)$  (рис. 3.14).

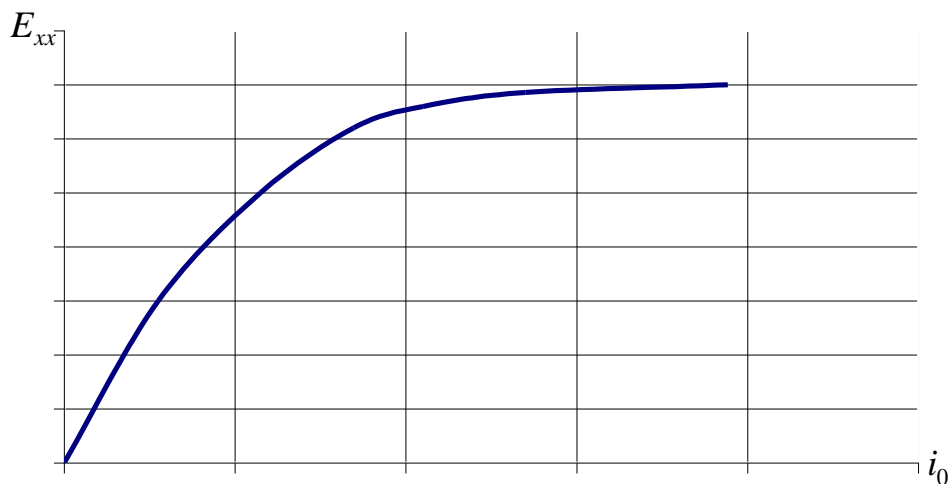


Рис. 3.14. Представление функции  $E_{xx} = f_1(i_0)$  в аналитическом виде

Если у нас имеется экспериментально полученные  $n$  количество точек, тогда это условие запишется следующим образом

$$\Delta S^2 = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - y_j)^2 \rightarrow \min \quad (3.26)$$

Получим, что  $\Delta S^2 = F(a_0, a_1, \dots, a_n)$  представляет функцию коэффициентов полинома  $N$ . Для того чтобы функция  $\Delta S^2$  была минимальной, необходимо чтобы её производные по  $a_0, \dots, a_n$  были равны нулю.

$$\frac{\partial \Delta S^2}{\partial a_j} = -\frac{2}{n} \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - y_j) \frac{\partial y_j}{\partial a_j} \quad (3.27)$$

где  $j=0, \dots, n$ .

С другой стороны  $\frac{\partial y}{\partial a_0} = i_0^5$ ;  $\frac{\partial Y}{\partial a_1} = i_0^4$ ;  $\frac{\partial y}{\partial a_2} = i_0^3$  ...  $\frac{\partial y}{\partial a_5} = 1$

Значение полинома  $y = f(i_0)$  подставим в уравнение (3.33). Получим:

$$\left. \begin{aligned}
 \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - a_0 i_{0j}^5 - a_1 i_{0j}^4 - a_2 i_{0j}^3 - a_3 i_{0j}^2 - a_4 i_{0j} - a_5) i_{0j}^5 &= 0 \\
 \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - a_0 i_{0j}^5 - a_1 i_{0j}^4 - a_2 i_{0j}^3 - a_3 i_{0j}^2 - a_4 i_{0j} - a_5) i_{0j}^4 &= 0 \\
 \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - a_0 i_{0j}^5 - a_1 i_{0j}^4 - a_2 i_{0j}^3 - a_3 i_{0j}^2 - a_4 i_{0j} - a_5) i_{0j}^3 &= 0 \\
 \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - a_0 i_{0j}^5 - a_1 i_{0j}^4 - a_2 i_{0j}^3 - a_3 i_{0j}^2 - a_4 i_{0j} - a_5) i_{0j}^2 &= 0 \\
 \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - a_0 i_{0j}^5 - a_1 i_{0j}^4 - a_2 i_{0j}^3 - a_3 i_{0j}^2 - a_4 i_{0j} - a_5) i_{0j} &= 0 \\
 \sum_{j=1}^n (E_{xxj} - a_0 i_{0j}^5 - a_1 i_{0j}^4 - a_2 i_{0j}^3 - a_3 i_{0j}^2 - a_4 i_{0j} - a_5) \cdot 1 &= 0
 \end{aligned} \right\} (3.28)$$

Систему уравнений (3.34) можно упростить:

$$\left. \begin{aligned}
 \sum_{j=1}^n E_{xxj} i_{0j}^5 &= a_0 \sum_{j=1}^n i_{0j}^{10} + a_1 \sum_{j=1}^n i_{0j}^9 + a_2 \sum_{j=1}^n i_{0j}^8 + a_3 \sum_{j=1}^n i_{0j}^7 + a_4 \sum_{j=1}^n i_{0j}^6 + a_5 \sum_{j=1}^n i_{0j}^5 \\
 \sum_{j=1}^n E_{xxj} i_{0j}^4 &= a_0 \sum_{j=1}^n i_{0j}^9 + a_1 \sum_{j=1}^n i_{0j}^8 + a_2 \sum_{j=1}^n i_{0j}^7 + a_3 \sum_{j=1}^n i_{0j}^6 + a_4 \sum_{j=1}^n i_{0j}^5 + a_5 \sum_{j=1}^n i_{0j}^4 \\
 \sum_{j=1}^n E_{xxj} i_{0j}^3 &= a_0 \sum_{j=1}^n i_{0j}^8 + a_1 \sum_{j=1}^n i_{0j}^7 + a_2 \sum_{j=1}^n i_{0j}^6 + a_3 \sum_{j=1}^n i_{0j}^5 + a_4 \sum_{j=1}^n i_{0j}^4 + a_5 \sum_{j=1}^n i_{0j}^3 \\
 \sum_{j=1}^n E_{xxj} i_{0j}^2 &= a_0 \sum_{j=1}^n i_{0j}^7 + a_1 \sum_{j=1}^n i_{0j}^6 + a_2 \sum_{j=1}^n i_{0j}^5 + a_3 \sum_{j=1}^n i_{0j}^4 + a_4 \sum_{j=1}^n i_{0j}^3 + a_5 \sum_{j=1}^n i_{0j}^2 \\
 \sum_{j=1}^n E_{xxj} i_{0j} &= a_0 \sum_{j=1}^n i_{0j}^6 + a_1 \sum_{j=1}^n i_{0j}^5 + a_2 \sum_{j=1}^n i_{0j}^4 + a_3 \sum_{j=1}^n i_{0j}^3 + a_4 \sum_{j=1}^n i_{0j}^2 + a_5 \sum_{j=1}^n i_{0j} \\
 \sum_{j=1}^n E_{xxj} &= a_0 \sum_{j=1}^n i_{0j}^5 + a_1 \sum_{j=1}^n i_{0j}^4 + a_2 \sum_{j=1}^n i_{0j}^3 + a_3 \sum_{j=1}^n i_{0j}^2 + a_4 \sum_{j=1}^n i_{0j} + n a_5
 \end{aligned} \right\} (3.29)$$

где  $n$  – число экспериментальных точек,  $E_{xxj}$  и  $i_{0i}$  соответствующие величины каждой точки экспериментальной кривой.

Система уравнений (3.29) содержит 6 неизвестных  $a_0, a_1, \dots, a_5$  и решается, любым методом (например, метод Гаусса). Полученные

коэффициенты  $a_0, a_1, \dots, a_5$  дают искомый полином. Например, для двигателя 4МТКФ 132 эти коэффициенты получаются равными:

$$E_0 = y = -0,2593i_0^5 + 2,166i_0^4 - 4,2005i_0^3 + 2,3585i_0^2 + 1,0724i_0 \quad (3.30)$$

Как видно из формулы, свободный член полинома равен нулю. Это соответствует нулевому значению остаточного намагничивания, т.е. при  $i_0 = 0$   $E_{xx} = 0$ . В действительности, остаточный поток существует. В дальнейшем будем учитывать и остаточный поток.

После того, как определили зависимость  $E_{xx} = f(i_0)$ , можно определить функцию  $L_m = f(i_0)$  или  $x_m = f(y)$ .

Таким образом, последовательность вычислительных операций при численном решении системы дифференциальных уравнений (3.15) с учетом насыщения должна быть следующей:

1. По значениям  $\psi_1$  и  $\psi_2$  в точке  $t = t_0$  по выражению (3.23) определяем величину  $y$ .
2. По зависимости  $x_m = f(y)$  находят соответствующее значение  $x_m$ .
3. Вычисляем вектор  $\psi_0$  (3.25)
4. Вычисляем токи асинхронного генератора  $i_1$  и  $i$  (3.18)
5. Определяем  $\psi_1$  и  $\psi_2$  в точке  $t = t_0 + h$

Частота напряжения и токов асинхронного генератора  $\omega_1$  определяется частотой вращения результирующего вектора потокосцепления взаимоиндукции  $\vec{\psi}_0$ . Она связана с частотой вращения ротора соотношением

$$\omega_1 = \omega - \omega_s = \omega(1 - s) \quad (3.31)$$

где  $\omega_0$  - частота вращения потока взаимоиндукции относительно ротора.

Пусть  $\vec{\psi}_0 = \psi_0 e^{i\Theta}$ , где  $\Theta = \arctg \frac{\psi_\beta}{\psi_\alpha}$ .

$$\text{Тогда } \omega_1 = \frac{d\Theta}{dt} = \frac{\psi_\beta^E \psi_\alpha - \psi_\alpha^E \psi_\beta}{\psi_\alpha^2 + \psi_\beta^2}; S = \frac{\omega_1 - \omega}{\omega_1} \quad (3.32)$$

С учетом динамического привода генератора, система уравнений асинхронного генератора (3.15, 3.18, 3.19, 3.23, 3.32) должна быть дополнена уравнением движения

$$J \frac{d\omega}{dt} = M_H - M ; M = \frac{3}{2} \psi_{1\beta} \psi_{2\alpha} \quad (3.33)$$

где  $J$  – момент инерции системы;  $M$  – электромагнитный момент генератора,  $M_H$  – момент привода.

Расчет полной системы уравнения (3.15, 3.18, 3.19, 3.23, 3.32) производится на ЭВМ с использованием стандартных программ интегрирования систем дифференциальных уравнений (метод Рунга-Кутты). Для этого векторные уравнения должны быть представлены в проекциях на координатные оси принятой системы координат.

Расчет производится в системе координат  $\alpha, \beta, 0$ . Переход от системы координат  $\alpha, \beta, 0$  к фазным координатам  $a, b, c$  осуществляется с помощью простых аналитических соотношений. Так, для токов имеем:

$$i_a = i_\alpha; i_b = -\frac{1}{2} i_\alpha + \frac{\sqrt{3}}{2} i_\beta; i_c = -\frac{1}{2} i_\alpha - \frac{\sqrt{3}}{2} i_\beta \quad (3.34)$$

Получим систему уравнений автономного асинхронного генератора с ёмкостным компаундированием в координатах  $\alpha, \beta, 0$ , при работе генератора на активную нагрузку. Запишем уравнения следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} p\psi_{1\alpha} &= u_{1\alpha} - i_{1\alpha} r_1; & pu_{1\alpha} &= \frac{1}{C_0} i_{c\alpha} \\ p\psi_{1\beta} &= u_{1\beta} - i_{1\beta} r_1; & pu_{1\beta} &= \frac{1}{C_0} i_{c\beta} \end{aligned} \right\} (3.35)$$

где  $p\psi_{2\alpha} = -i_{2\alpha} - \omega\psi_{2\alpha}; pu_{k\alpha} = \frac{1}{C_k} i_{H\alpha}$

$$p\psi_{2\beta} = -i_{2\beta} + \omega\psi_{2\beta}; pu_{k\beta} = \frac{1}{C_k} i_{H\beta}$$

$$i_{1\alpha} = \frac{1}{L_1} (\psi_{1\alpha} - \psi_\alpha); i_{c\alpha} = -i_{1\alpha} - i_{H\alpha};$$

$$i_{1\beta} = \frac{1}{L_1}(\psi_{1\beta} - \psi_{\beta})$$

$$i_{c\beta} = -i_{1\beta} - i_{H\beta}; \quad i_{1\beta} = \frac{1}{L_2}(\psi_{2\alpha} - \psi_{\alpha});$$

$$i_{H\alpha} = \frac{1}{R_H}(u_{1\alpha} - u_{k\alpha})$$

$$i_{2\beta} = \frac{1}{L_2}(\psi_{2\beta} - \psi_{\beta}); \quad i_{H\beta} = \frac{1}{R_H}(u_{1\beta} - u_{k\beta})$$

$$\psi_{\alpha} = \frac{\psi_{1\alpha}L_2 + \psi_{2\alpha}L_1}{L_1 + L_2 + \frac{L_1L_2}{L_m}};$$

$$\psi_{\beta} = \frac{\psi_{1\beta}L_2 + \psi_{2\beta}L_1}{L_1 + L_2 + \frac{L_1L_2}{L_m}}$$

кроме того,  $x_m = f(y); \quad S = \frac{\omega_1 - \omega}{\omega_1};$

$$y = \omega_1 \sqrt{(\psi_{1\alpha}x_2 + \psi_{2\alpha}x_1)^2 + (\psi_{1\beta}x_2 + \psi_{2\beta}x_1)^2}; \quad \omega_1 = \frac{\psi_{\alpha} p \psi_{\beta} - \psi_{\beta} p \psi_{\alpha}}{\psi_{\alpha}^2 + \psi_{\beta}^2}.$$

Здесь  $\psi_{\alpha}; \psi_{\beta}$  - проекции вектора результирующего потокосцепления  $\vec{\psi}_0$ ;

$C_0$  - ёмкость батареи параллельного возбуждения;  $C_k$  - компаундирующая

ёмкость;  $R_H$  - сопротивления нагрузки;  $p = \frac{d}{dt}$  - оператор дифференцирования.

Схема асинхронного генератора, по которой составлены уравнения показана на рис. 3.15.

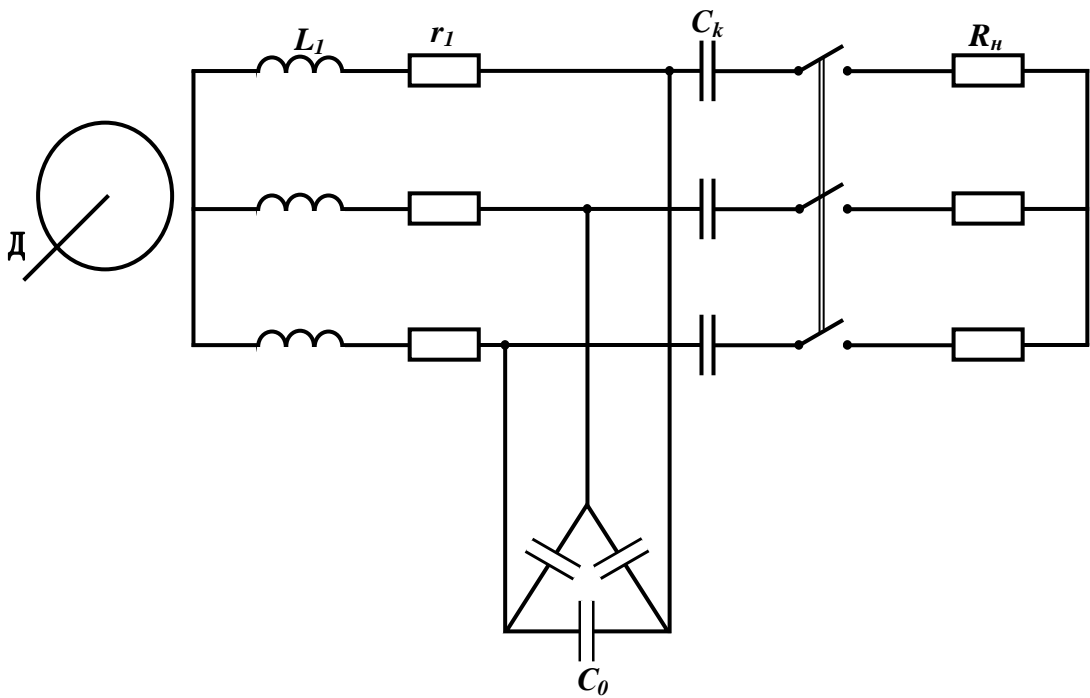


Рис. 3.15. Схема автономного асинхронного генератора

Мы исследуем только самовозбуждение асинхронного генератора без нагрузки (так называемое параллельное возбуждение). Такое исследование может быть выполнено на основе системы уравнений (3.35) при условии, что  $u_k = 0$ ;  $pu_k = 0$ ;  $i_H = 0$ .

Учет остаточного магнетизма производится следующим образом: допуская, что железо ротора обладает определенным магнитным полем, создающим поток  $\Phi_0$ . До пуска генератора этот поток может быть ориентирован случайным образом относительно осей  $\alpha$ ,  $\beta$  и составляет с осью  $\beta$  угол  $\gamma_0$  (рис. 3.16).

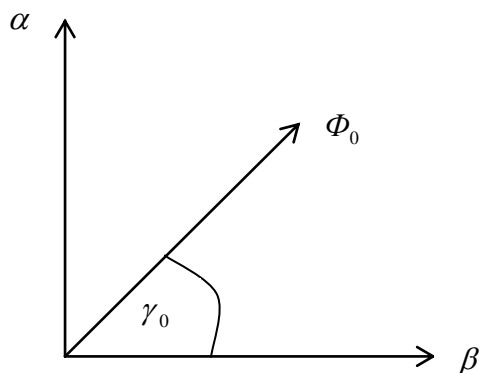


Рис.3.16 Ориентация остаточного потока  $\Phi_0$  относительно осей  $\alpha$ ,  $\beta$

Составляющие потока  $\Phi_0$  относительно осей  $\alpha$  и  $\beta$  будут:

$$\left. \begin{aligned} \Phi_{\alpha 0} &= \Phi_0 \sin \gamma_0 \\ \Phi_{\beta 0} &= \Phi_0 \cos \gamma_0 \end{aligned} \right\} (3.36)$$

Вращательное движение ротора описывается уравнением

$$T_j = \frac{d\omega}{dt} = M_H - M_{\text{ЭЛ}} - K\omega \quad (3.37)$$

Здесь  $M_{\text{ЭЛ}}$  - электромагнитный момент создаваемый токами ротора и статора.  $K$  - коэффициент трения. Допускается, что потери на трение пропорциональны угловой скорости двигателя.

Уравнение (3.37) описывает процесс нарастания скорости вращения ротора. Угол  $\gamma$  начинает изменяться согласно уравнению

$$\frac{d\gamma}{dt} = \omega \quad (3.38)$$

При этом потоки  $\Phi_{\alpha 0}$  и  $\Phi_{\beta 0}$  будут изменяться по закону:

$$\left. \begin{aligned} \Phi_{\alpha 0} &= \Phi_0 \sin(\gamma + \gamma_0) \\ \Phi_{\beta 0} &= \Phi_0 \cos(\gamma + \gamma_0) \end{aligned} \right\} (3.39)$$

В обмотках будут наводиться ЭДС  $e_\alpha = -W \frac{d\Phi_{\alpha 0}}{dt}$  и  $e_\beta = -W \frac{d\Phi_{\beta 0}}{dt}$ ,

где  $W$  – число витков эквивалентных обмоток.

Внесем в последнее равенство значения  $\Phi_{\alpha 0}$  и  $\Phi_{\beta 0}$ , получим:

$$\left. \begin{aligned} e_\alpha &= -W\Phi_0 \cos(\gamma + \gamma_0) \frac{d\gamma}{dt} = -\omega\Phi_0 W \cos(\gamma + \gamma_0) \\ e_\beta &= -W\Phi_0 \sin(\gamma + \gamma_0) \frac{d\gamma}{dt} = -\omega\Phi_0 W \sin(\gamma + \gamma_0) \end{aligned} \right\} (3.40)$$

Замеряя ЭДС, индуцируемую остаточным потоком, можно определить величину потока  $\Phi_0$

$$\Phi_0 = \frac{\sqrt{2}I_{\text{изм}}}{\omega W} \quad (3.41)$$

Уравнение самовозбуждения асинхронного генератора примет вид:

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{d\psi_{1\alpha}}{dt} + i_{1\alpha} r_1 &= u_{1\alpha} e_\alpha \\
 \frac{d\psi_{1\beta}}{dt} + i_{1\beta} r_1 &= u_{1\beta} e_\beta \\
 \frac{d(u_{1\alpha} + l_\alpha)}{dt} &= \frac{1}{C_0} i_{c\alpha} \\
 \frac{d(u_{1\beta} + l_\beta)}{dt} &= \frac{1}{C_0} i_{c\beta} \\
 \frac{d\psi_{2\alpha}}{dt} &= -i_{i\alpha} - \omega \psi_{2\alpha} \\
 \frac{d\psi_{2\beta}}{dt} &= -i_{i\beta} - \omega \psi_{2\beta}
 \end{aligned} \right\} (3.42)$$

Кроме этого, систему уравнений (3.42) необходимо дополнить уравнением

$$\frac{d\gamma}{dt} = \omega \quad (3.43)$$

Так как  $e_\alpha$  и  $e_\beta$  являются функциями угла  $\gamma(t)$ , то в этом случае система (3.42) и (3.43) записывается со всей математической строгостью.

В режиме холостого хода электромагнитный момент генератора мал и с некоторой погрешностью им можно пренебречь. Тогда уравнение (3.31) переписывается следующим образом

$$T_j \frac{d\omega}{dt} + K\omega = M_\Pi \quad (3.44)$$

Решим это дифференциальное уравнение при начальных условиях  $t = 0$ ,  $\omega = 0$ , т.е. когда к валу двигателя прикладывается постоянный вращающий момент  $M_\Pi$ .

Общее решение уравнения (3.44) имеет вид

$$\omega' = C_1 e^{\frac{-tK}{T_j}} \quad (3.45)$$

а частное решение -

$$\omega'' = \frac{M_\Pi}{K} \quad (3.46)$$

Таким образом:

$$\omega = C_1 e^{\frac{-tK}{T_j}} + \frac{M_{II}}{K} \quad (3.47)$$

при начальных условиях  $t = 0, \omega = 0$

$$0 = C_1 + \frac{M_{II}}{K} \quad \text{и} \quad \omega = \frac{M_{II}}{K} (1 - e^{\frac{-K}{T_j} t}) dt \quad (3.48)$$

Как видим, скорость вращения нарастает по экспоненциальному закону. Чтобы найти функцию  $\gamma(t)$  необходимо интегрировать уравнение (3.43).

$$\int_0^t \omega dt = \int_0^t M_{II} (1 - e^{\frac{-K}{T_j} t}) dt$$

или

$$\gamma(t) - \gamma_0 = \frac{M_{II}}{K} t + \frac{M_{II} T_j}{K^2} e^{\frac{-K}{T_j} t} \int_0^t$$

отсюда получим:

$$\gamma(t) = \gamma_0 + \frac{M_{II}}{K} t - (1 - e^{\frac{-K}{T_j} t}) \frac{T_j M_{II}}{K^2} \quad (3.49)$$

При реальных значениях  $T_j$  и  $K$  уравнение мало отличается от прямой рис. 3.17. Это даёт основание в формулах (3.46) и (3.48) в место угла  $\gamma + \gamma_0$  брать величину  $\omega t$ .

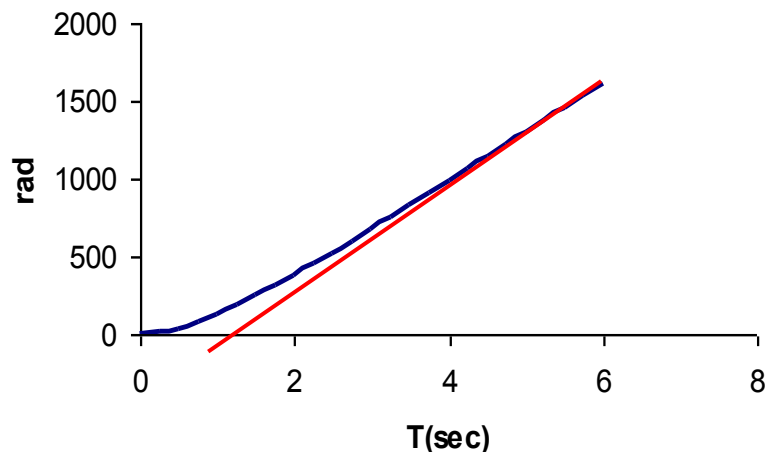


Рис 3.17. Зависимость угла  $\gamma(t)$  от времени

На рис. 3.18 представлена блок-схема программы расчета по вышеуказанному алгоритму.

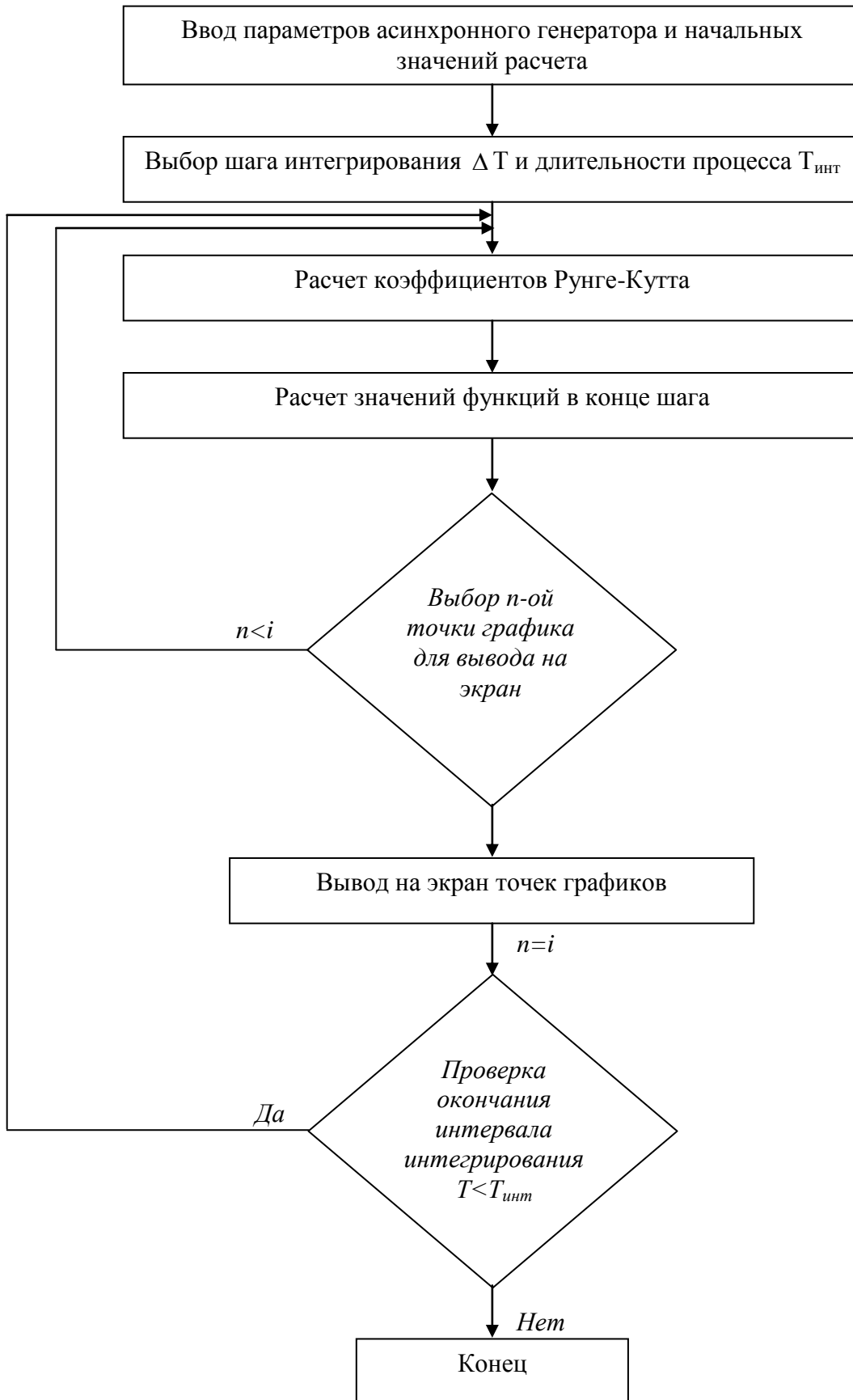


Рис. 3.18 блок-схема программы по расчету алгоритма

### ***Выводы по третьей главе***

1. Дан анализ характеристик СГФ с учетом активного сопротивления статорной обмотки;
2. Показана необходимость включения в цепь статора конденсаторов и определена их оптимальная величина с учетом активного сопротивления статорной обмотки;
3. Дан анализ синхронного самовозбуждения СГФ и показана его возможность;
4. Прояснена физическая картина асинхронного самовозбуждения СГФ;
5. Составлена система дифференциальных уравнений и предложен метод расчета переходных процессов СГФ с учетом насыщения магнитной цепи.

## Глава IV

### Результаты экспериментального исследования асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора

#### 4.1 Исследование магнитного поля обмотки возбуждения СГФ

В первой главе данной работы приведены результаты теоретических исследований намагничивающих сил роторной обмотки (обмотки возбуждения) асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора (СГФ).

С целью проверки результатов теоретических исследований были проведены экспериментальные исследования магнитного поля для двух схем соединения обмотки возбуждения СГФ:

А) две фазные обмотки ротора соединены последовательно и обтекаются током  $I_f$ , а третья обмотка отключена от сети (рис. 1.1, а).

Б) две фазные обмотки ротора включены параллельно и обтекаются током  $0,5I_f$ , а третья обмотка обтекаются током  $I_f$  (рис. 1.1, б).

Эти исследования связаны со снятием картины поля в воздушном зазоре машины. Подобные картины можно получить разными способами. Например, кривую индукции в зазоре можно снять посредством измерительных витков, укрепленных на поверхности статора таким образом, чтобы каждый виток охватывал одно пазовое деление. С помощью флюксметра можно замерить изменение потока при различных положениях ротора относительно статора. По замеренному потоку определяется индукция на пазовое деление. Однако эти методы и подобные им достаточно трудоемки. Поэтому в практику прочно вошли, дающие хорошие результаты и более удобные методы определения кривой индукции в зазоре электрической машины, связанные с применением датчиков ЭДС холла [99-101].

Малые размеры, непосредственная и линейная зависимость напряжения Холла от магнитной индукции, широкий диапазон частоты позволяют проводить точные исследования магнитной индукции в зазоре электрической машины.

До размещения в зазоре датчик Холла должен быть отрегулирован, так как в зазоре всегда существует устойчивое магнитное поле, возникающее из-за остаточной намагниченности.

Метод измерения напряженности магнитного поля с помощью датчика Холла обладает, по сравнению с другими методами, следующими достоинствами:

- датчик Холла в принципе – статический элемент, что при выполнении измерений магнитной индукции дает ему преимущества перед измерениями, проводимыми баллистическими или индукционными методами;
- датчик Холла – направленный элемент, так как его выходное напряжение пропорционально нормальной составляющей вектора магнитной индукции, что позволяет определять распределение магнитных полей в пространстве;
- датчик Холла может быть и подвижным элементом;
- малая толщина позволяет выполнить измерения в зазорах;
- малая площадь позволяющая усреднять близкие по значению величины индукции;
- материал, из которого изготовлен датчик Холла, не искажает измеряемого поля, так как магнитная проницаемость материалов, применяемых для изготовления датчиков Холла, равна  $\mu=1$ ;
- возможность непосредственного измерения выходного напряжения с помощью прибора;
- относительно простая и маломощная схема питания;
- линейная (в больших диапазонах) зависимость выходного напряжения от измеряемой величины.

Чувствительность датчиков Холла изменяется в прямой зависимости от величины управляющего тока, поэтому питание управляющей цепи должно осуществляться стабилизированным источником постоянного тока. Схема подключения датчика Холла в зоне действия измеряемого поля приведена на рис. 4.1.

Исследования проводились на асинхронном двигателе типа МТ012-6, мощностью 2,2 кВт. В генераторном режиме данный двигатель приводился в движение с помощью двигателя постоянного тока. Роторная обмотка (обмотка возбуждения) питалась постоянным током от независимого источника.

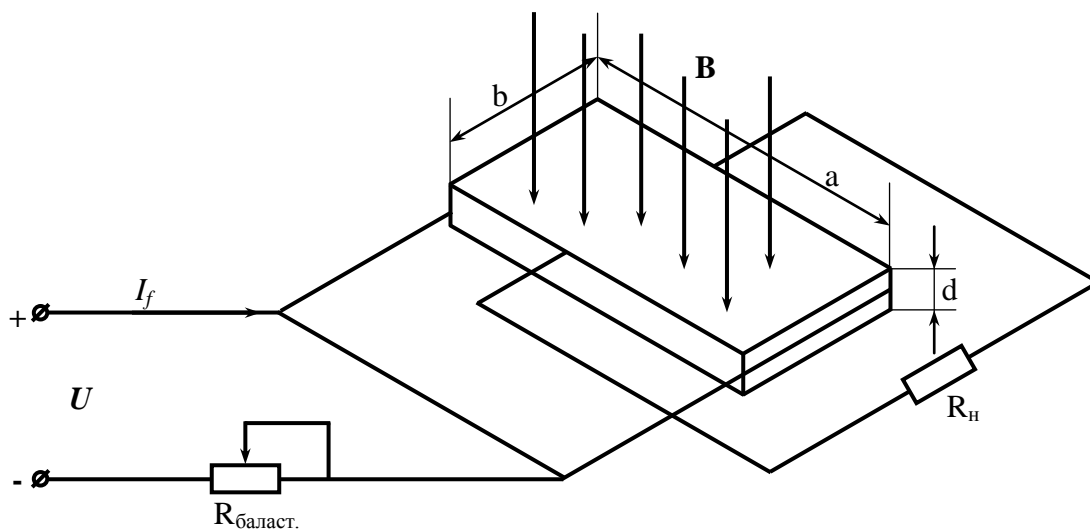


Рис. 4.1 Датчик Холла в зоне действия измеряемого поля

Кривая индукции в зазоре у поверхности статора снималась датчиком ЭДС Холла из арсенида индия (In As) промышленного изготовления типа X213 размером  $a \times b \times d = 5 \times 3 \times 0,2$  мм. Так как воздушный зазор двигателя соизмерим с толщиной датчика, то последний крепился на зубце статора в специально сделанной выемке глубиной 0,15-2 мм, что вполне допустимо, так как интерес представляет не абсолютная величина индукции, а характер её изменения. Запись производилась с помощью магнитоэлектрического осциллографа типа Н717.

Датчики из арсенида индия, примененные в работе имеют сопротивления по обоим направлениям порядка одного ома и без промежуточного усилителя непосредственно хорошо согласуются с гальванометром типа М001,2 указанного шлейфового осциллографа. Собственная частота этих гальванометров 400 Гц, а сопротивление  $40 \pm 8$  Ом.

Отсутствие звена усиления положительно сказывается на точности измерения, так как усилитель обычно вносит значительную долю погрешности.

В данной работе для датчика устанавливался такой режим работы, при котором балластное сопротивление было во много раз больше других сопротивлений в токовой цепи датчика и следовательно, входным сигналом являлся ток. Для датчика типа X213 оптимальной величиной сопротивления

нагрузки  $R_n$  является 48 ом. Именно поэтому его можно непосредственно подсоединить к гальваническому осциллографу.

На осциллограмму одновременно фиксировались кривая распределения индукции в зазоре машины при холостом ходе  $B=f(\alpha)$  и характер изменений ЭДС генератора  $E=f(t)$ . Зависимость  $B=f(\alpha)$  и  $E=f(t)$  приведены на осциллограммах, для соответствующих схем соединения обмотки возбуждения (рис 4.2, а и б). В таблицах П.4 и П.5 приведены результаты разложения кривых  $B=f(\alpha)$  и  $E=f(t)$  в гармонический ряд Фурье.

Гармонический анализ кривых индукции показал, что кривая содержит 3, 5, и 7 гармоники. Степень несинусоидальности для схемы рис. 1.1 а, несколько выше (17,3%), чем для схемы рис. 1.1 б (15,6%). Амплитуда первой гармоники рис. 1.1, а на 5% выше, чем для схемы 1.1, б. Эти результаты в основном подтверждают полученные ранее выводы. Наличие в кривой индукции третьей гармонической, в отличие от кривой НС, можно объяснить насыщением магнитной системы, а также наличием переменной составляющей в питающем обмотку возбуждения токе.

Анализ кривых фазных ЭДС показал наличие ярко выраженной третьей гармонической при незначительных пятых и седьмых гармоник.

Так как для трехфазной обмотки статора при соединении звездой в линейных ЭДС третьи и кратные трем гармоники отсутствуют, а при соединении треугольником эти же гармоники отсутствуют в линейных напряжениях, то полученную форму кривой фазной ЭДС можно считать вполне приемлемой.

Исходя из полученных результатов, можно утверждать, что в электромагнитном отношении каждая из приведенных схем питания роторной обмотки не имеет явных преимуществ перед другими.

С точки зрения качества напряжения подобный генератор вполне удовлетворяет требованиям, предъявляемым к автономным источникам питания.

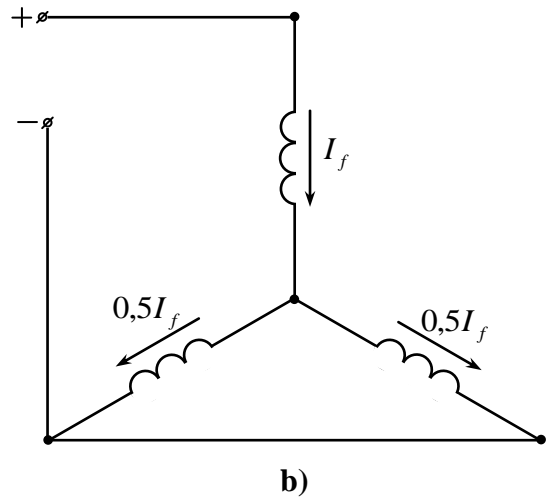
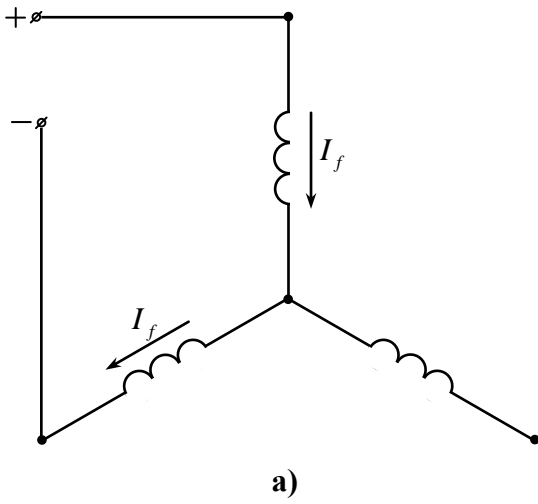
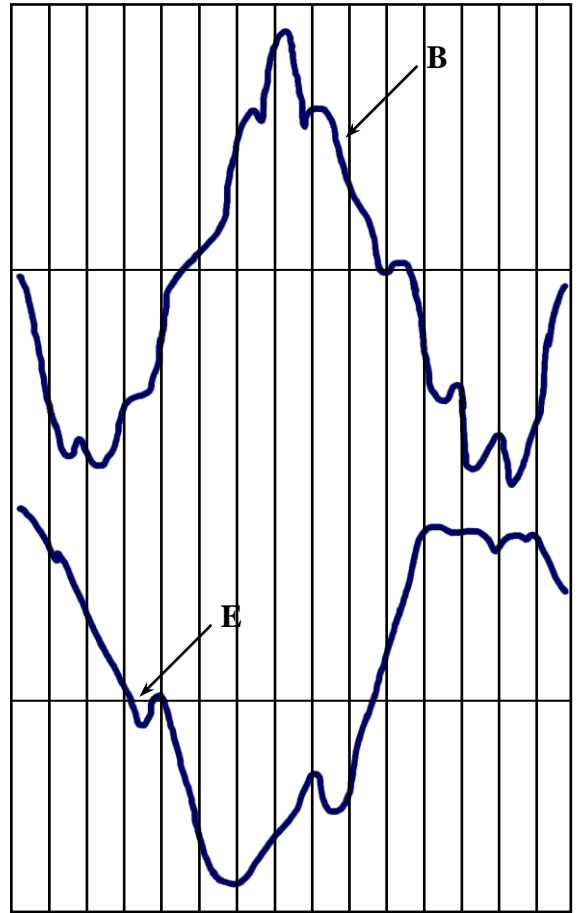
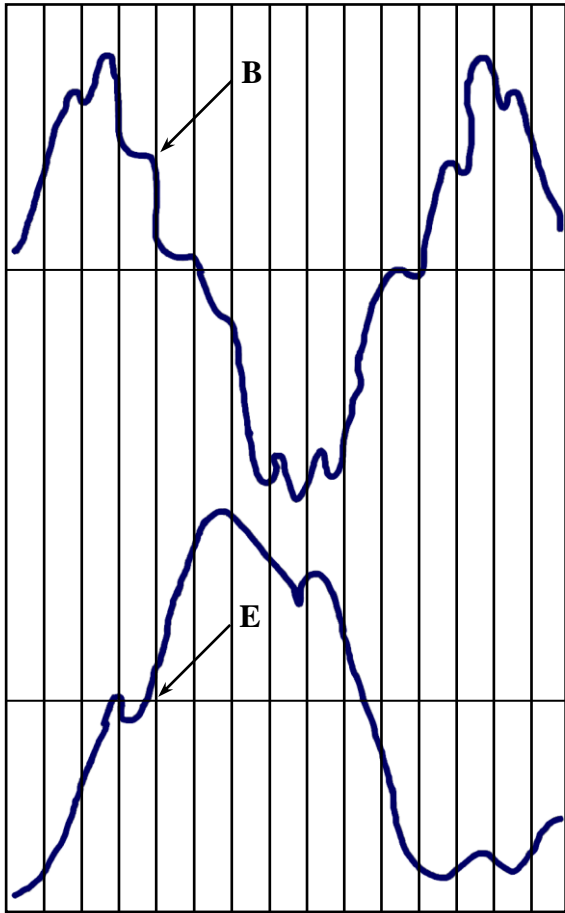


Рис. 4.2 Осциллограммы  $B=f(\alpha)$   $E=f(t)$

## 4.2 Некоторые характеристики СГФ

Ранее было показано, что асинхронный двигатель с фазным ротором в режиме синхронного генератора при независимой схеме питания роторной обмотки, играющей роль обмотки возбуждения генератора, без включения дополнительных устройств позволяет реализовать 30-60% его номинальной мощности. Лимитирующим узлом машины при этом становится обмотка возбуждения. Поэтому было предложено разгрузить обмотку возбуждения от намагничивающего тока и перевести его на статорную обмотку, на что эта обмотка и рассчитана. При этом обмотке возбуждения отводится регулирующая роль, т.е. она предназначается для компенсации реакции якоря, воздействие которого в этих машинах из-за малого воздушного зазора особенно велико. С этой целью в цепь обмотки статора предлагается включать батарею конденсаторов. Необходимую ёмкость можно определить по выражению

$$x_c = \frac{x_{син}^2 + r_{Г}}{x_{син}}$$

При этом параметры схемы замещения асинхронного двигателя определяются по обычной методике из опытов холостого хода и короткого замыкания. Естественно, что полученная величина ёмкостного сопротивления  $x_c$  корректируется при включении двигателя на генераторный режим работы.

С целью проверки вышеизложенных предложений были сняты некоторые характеристики указанного генератора по схеме, изображенной на рис. 4.3.

Испытывались в генераторном режиме следующие асинхронные двигатели:

- МТО 12-6 на напряжение 220/380 В, мощностью 2,2 кВт;
- АОК2-51-6УЗ на напряжение 220/380 В, мощностью 4 кВт;
- 4 МТФ(Н)132LB6 на напряжение 220/380 В, мощностью 7,5 кВт.

В качестве привода использовался двигатель постоянного тока типа ПН-5, мощностью 8 кВт и напряжением 110 В. Питание двигателя осуществлялось от регулируемого источника переменного тока через выпрямитель. Питание обмотки возбуждения также осуществлялось от регулируемого источника переменного тока через выпрямитель.

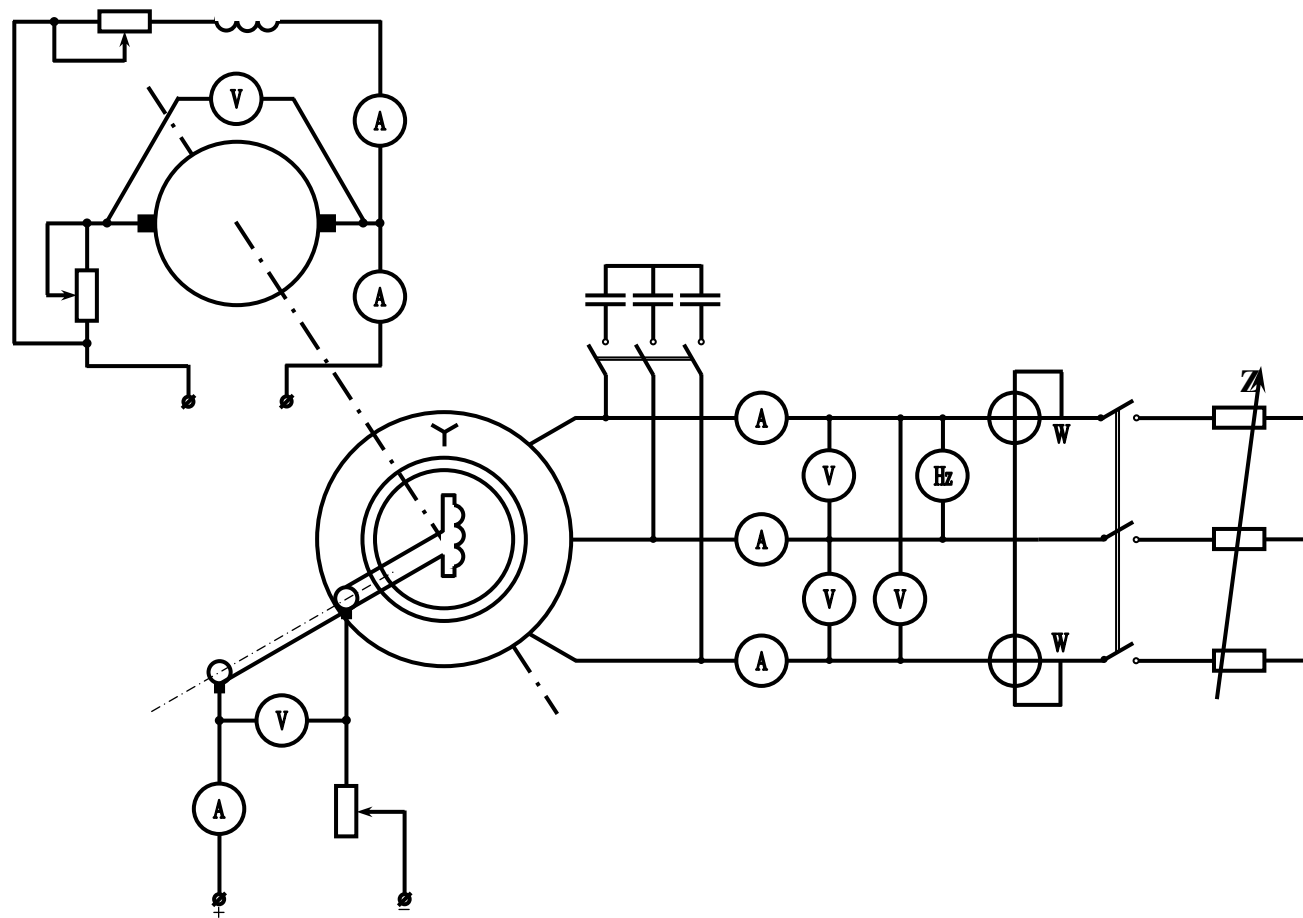


Рис. 4.3 Схема для снятия характеристик СГФ

В цепь обмотки статора включались конденсаторы типа КБГ-МН на 600В различной ёмкости.

Нагрузка генератора создавалась с помощью регулируемого реостата активных сопротивлений, в комбинации с фазорегулятором типа ФР524, напряжением 220/380В, мощностью 2 кВа, работающего в режиме регулируемой индуктивности.

В цепь двигателя постоянного тока включались вольтметр типа М2004 (класс точности 0,2) и амперметр типа М109 (класс точности 0,5). Напряжение цепи возбуждения измерялось электронным вольтметром типа ВЗ-38, а ток - амперметром типа М109 (класс точности 0,5).

В цепь статора были включены амперметры типа АСТ (класс точности 0,5), вольтметры АСТВ (класс точности 0,5), ваттметры типа Д-104 (класс точности 2). Кроме того, в схему были включены трансформаторы тока типа Н54 (класс точности 1), частота контролировалась частотомером типа Д506 (класс точности 0,2).

Было установлено, что в относительных единицах снятые характеристики очень близки, поэтому ниже приводятся их усредненные значения.

При этом за базисный ток возбуждения  $I_f$  принят номинальный ток ротора двигательного режима, так как при этом токе имеется гарантия того, что ротор не перегреется.

За базисный ток статора  $I$  принят ток, при котором реализуется мощность генератора, равная номинальной мощности двигательного режима.

За базисное напряжение принято номинальное напряжение генератора.

За базисную мощность – номинальная мощность двигателя.

На рис. 4.4 приведена кривая намагничивания машины, снятая при отключенных конденсаторах. Из приведенных кривых следует, что для получения ЭДС, соответствующий номинальному напряжению генератора, требуется ток возбуждения, т.е. ток ротора, который в 1,3-1,4 раза превышал бы номинальный ток ротора для двигательного режима. Несмотря на то, что в генераторном режиме роторная обмотка в тепловом отношении находится в лучших условиях (одна фаза полностью обесточена или по двум фазам протекает половинный ток) и возможна некоторая перегрузка обмотки возбуждения, её явно не хватает для компенсации действия реакции якоря при нагрузке. Из-за малого воздушного зазора степень насыщения таких

генераторов по сравнению с обычными генераторами значительно выше, что требует еще большего увеличения тока возбуждения. Именно из-за этих факторов не удаётся в генераторном режиме реализовать номинальную мощность двигателя. Кроме того, внешняя характеристика будет иметь резко падающий характер.

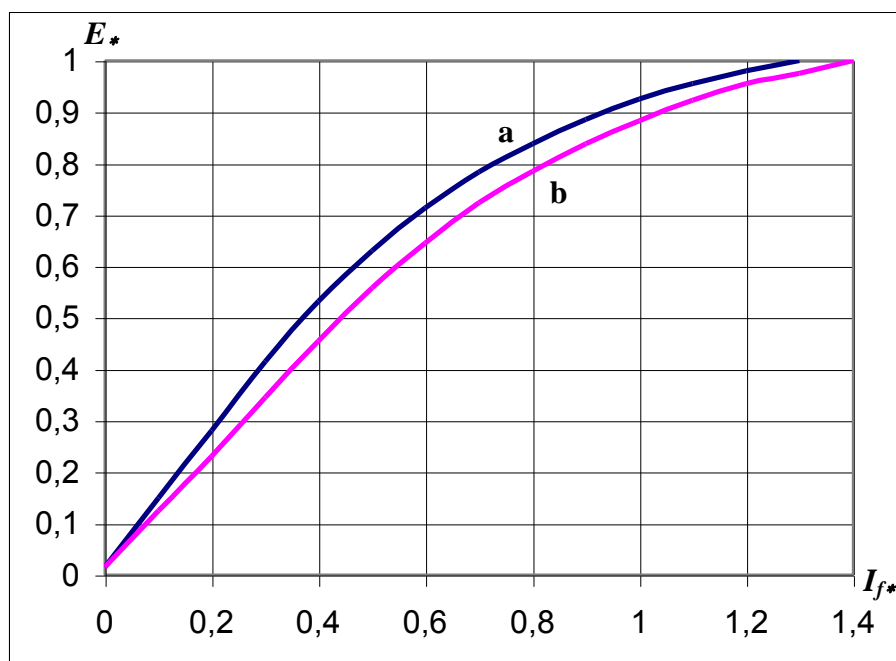


Рис. 4.4 Кривая намагничивания машины

Из приведенных кривых также следует, что для получения одной и тоже величины ЭДС, схема - а требует меньший ток возбуждения, чем схема b. Этот факт объясняется тем, что при одной и той же магнитной системе, для получения одной и той же величины магнитного потока требуется тоже самое количество ампервитков. Но в схеме - а последовательных витков больше, чем в схеме b. В то же время потери на возбуждение как в схеме а, так и в схеме b не должны существенно отличаться, так как при большей величине тока возбуждения омическое сопротивление схемы b меньше, чем схемы а. Это подтверждается зависимостью  $P_{f*}=f(U_*)$  (рис. 4.5), где указанные зависимости для схем а и b совпадают. Из приведенной кривой также следует, что потери на возбуждение не превышают 4-5%. В синхронных генераторах обычной конструкции потери на возбуждение в большинстве случаев лежат в этих же пределах.

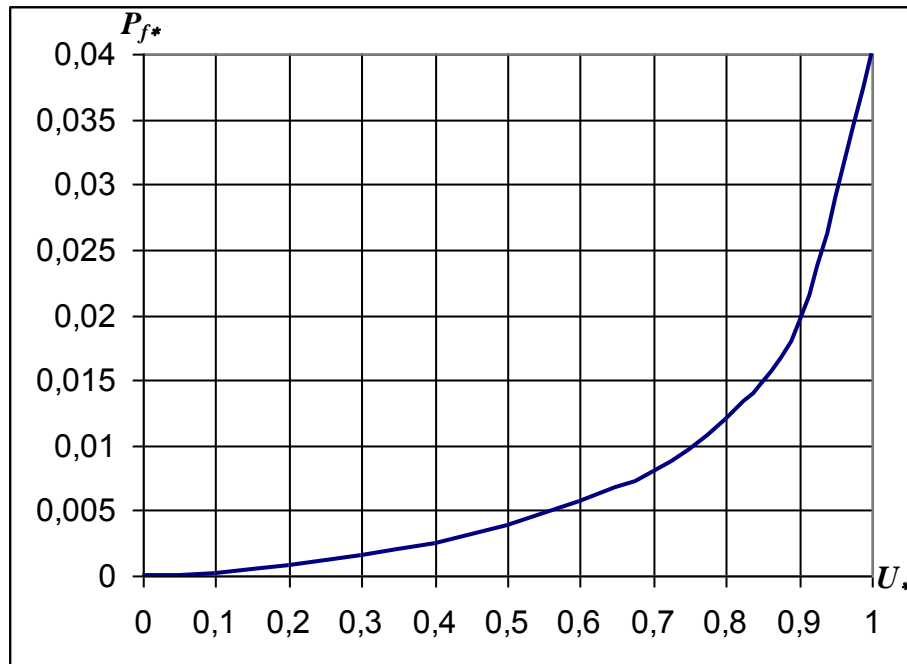


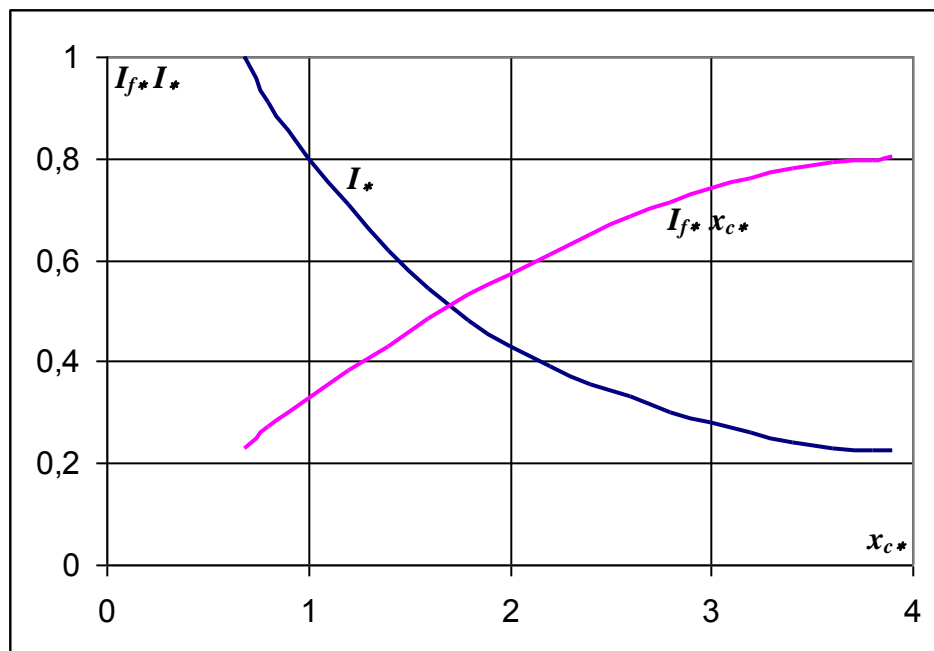
Рис. 4.5 Кривая зависимости потерь в обмотке ротора от напряжения статора

Представляет интерес определение изменения тока статора и возбуждения в зависимости от меняющейся ёмкости конденсаторов, подключенных к цепи статора. При этом за базисное ёмкостное сопротивление  $x_{CB}$  принималось сопротивление, определяемое из условия

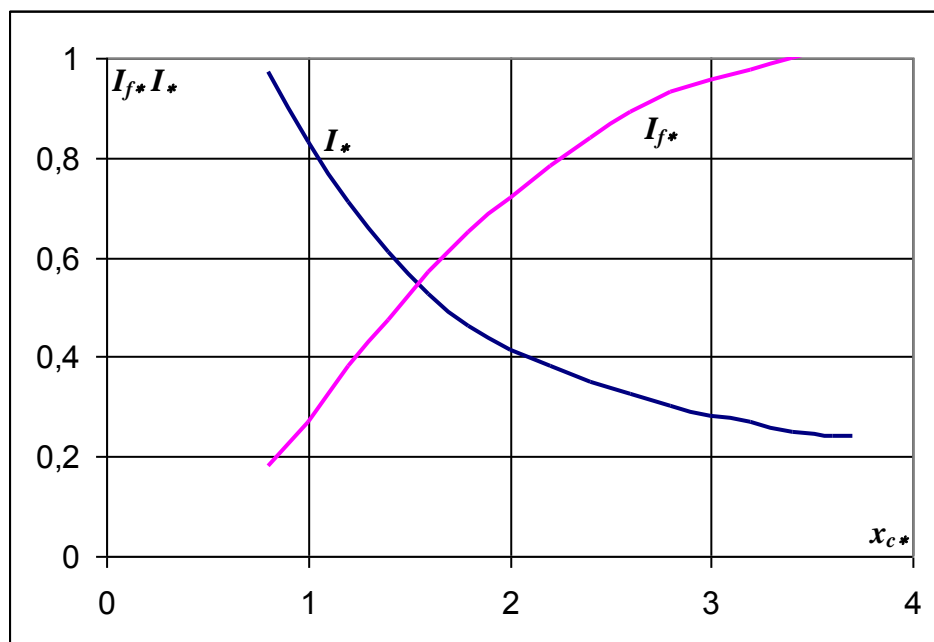
$$x_c = \frac{x_{син}^2 + r_{Г}}{x_{син}}$$

Для этого при неизменной нагрузке изменялась ёмкость подключаемых конденсаторов и фиксировались токи статора и возбуждения. Зависимость  $I_{f*}$ ,  $I_* = f(x_c)$  приведена на рис. 4.6. Кривые а относятся к питанию обмотки возбуждения по схеме а, кривая б – по схеме б. Приведенные характеристики показывают, что с уменьшением ёмкостного сопротивления (увеличением ёмкости) ток возбуждения уменьшается, а ток статора увеличивается. Приведенные кривые подтверждают обоснованность сделанных ранее предположений о возможности уменьшения тока возбуждения за счет увеличения тока статора. Из сравнения кривых 4.6 - а и 4.6 - б следует, что во втором случае интенсивность изменения токов возбуждения  $I_f$  и  $I$  статора выше, чем в первом. Из этого следует, что для получения одной и той же

приемлемой величины тока возбуждения схема питания обмотки возбуждения б требует включения в цепь статора меньшей ёмкости, чем схема а.



a)



b)

Рис. 4.6 Изменение тока статора и тока возбуждения в зависимости от величины ёмкостного сопротивления

Следует отметить, что существует верхний предел увеличения ёмкости конденсаторов (или нижний предел уменьшения ёмкостного сопротивления). При ёмкостях примерно 1,2-1,4 от той ёмкости, при которой напряжение на зажимах генератора равно номинальному, происходит срыв напряжения и на валу возникает тормозной момент. Это явление описывается в литературе [8, 28]. Пояснить это явление можно следующим образом. После включения конденсаторов увеличивается ток статора, возрастает угол нагрузки  $\Theta$  и момент. При некотором значении ёмкости, когда  $\Theta$  становится больше  $\Theta_{\max}$  генератор выпадает из синхронизма.

На рис. 4.7 и 4.8 приведены регулировочные характеристики генератора  $I_{f*} = f(I_*)$ , для  $U_* = 1$  и  $x_{c*} = 1$ , снятые при чисто активной  $\cos\varphi = 1$  и активно-индуктивной внешних нагрузках  $\cos\varphi = 0,9$ . Характер этих нагрузок условен, так как одновременно с ними действует и ёмкостная нагрузка, обусловленная включенными в цепь статора конденсаторами.

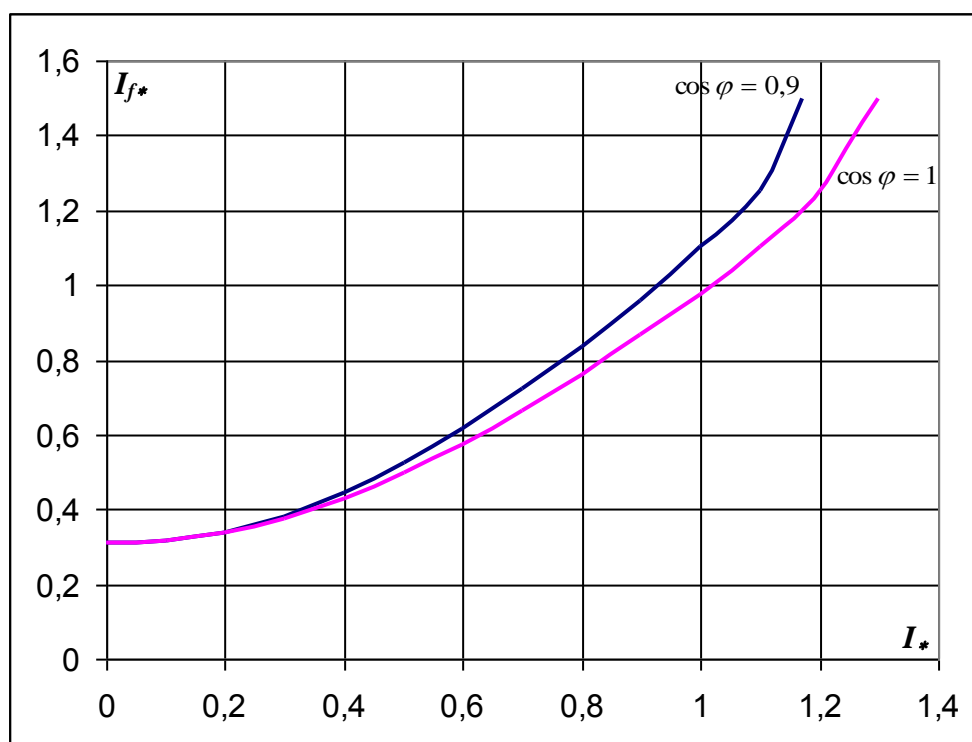


Рис. 4.7 Характеристики  $I_{f*} = f(I_*)$  при схеме питания обмотки возбуждения генератора а)

Величина коэффициента мощности принята  $\cos\varphi=0,9$ , в отличие от стандартной, для синхронных генераторов  $\cos\varphi=0,8$  потому, что имелась возможность испытывать только маломощные генераторы, не предназначенные для питания производственных объектов. Для бытовой и приравненной к ней нагрузкам  $\cos\varphi$  можно принять равным - 0,9.

Анализ приведенных кривых показывает, что до нагрузок, порядка 0,2-0,3 ток возбуждения возрастает незначительно, а затем интенсивность роста тока возбуждения резко возрастает.

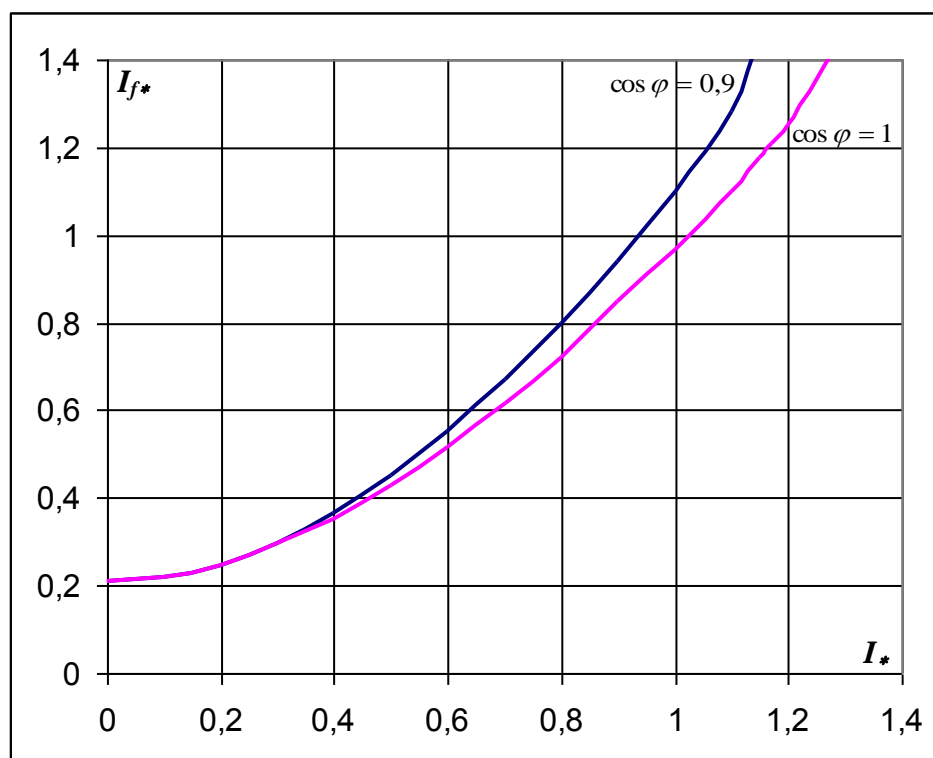


Рис. 4.8 Характеристики  $I_{f*}=f(I_*)$  при схеме питания обмотки возбуждения генератора б)

При нагрузках 1,1-1,15 интенсивность тока возбуждения возрастает еще больше, а при нагрузках 1,25-1,3 наблюдается резкое падение напряжения на зажимах генератора. Это иллюстрируется зависимостью  $U_* = f(I_*)$  при  $f = const$  и  $I_{f*} = var$  (рис 4.9).

Такой срыв напряжения можно объяснить тем, что в рассматриваемых машинах воздушный зазор на порядок меньше, чем в синхронных машинах и действие размагничивающей реакции якоря здесь сказывается гораздо сильнее.

Из-за малого же воздушного зазора магнитная система сильно насыщается и созданный обмоткой возбуждения поток после определенного предела не может компенсировать поток реакции якоря.

Наблюдаемые при нагрузках более 1,25-1,3 колебания напряжения свидетельствует о том, что машина выходит из синхронизма. Таким образом, следует констатировать, что синхронный генератор на базе асинхронного двигателя обладает большим синхронным индуктивным сопротивлением  $x_d$  и следовательно весьма малой статической перегружаемостью (т.е. предельно возможной кратностью перегрузки) – не более 1,3, тогда как стандартом предусмотрено, что для синхронных машин данный показатель должен составлять не менее 1,5.

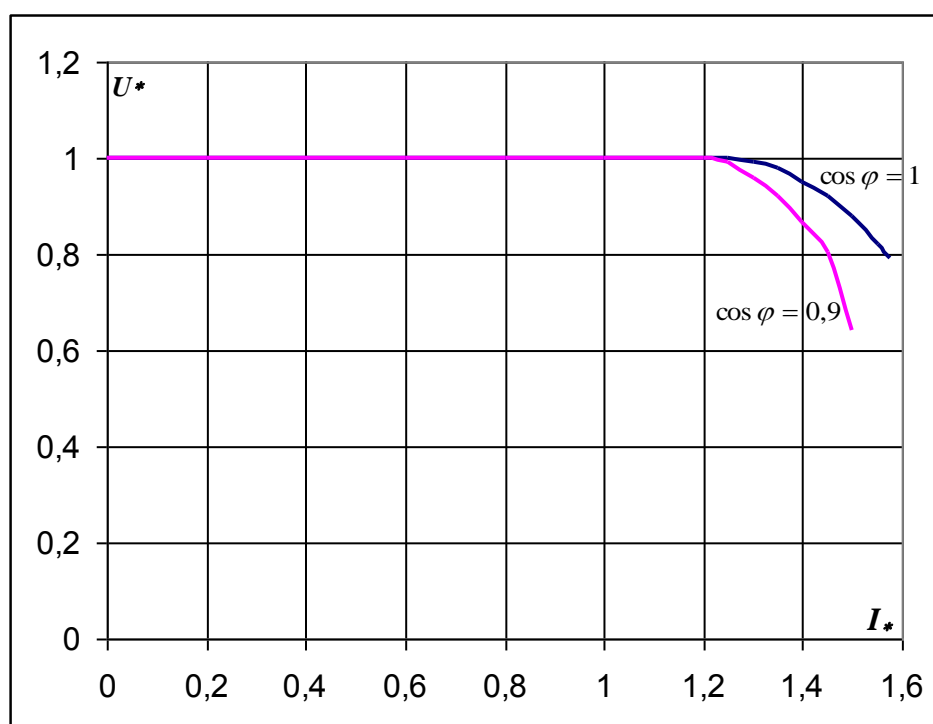


Рис. 4.9 Зависимость  $U_* = f(I_*)$  при  $f = const$  и  $I_{f*} = var$

Поэтому номинальную мощность синхронного генератора следует ограничить до величины 0,85-0,9 от номинальной мощности асинхронного двигателя с фазным ротором на базе которого создаётся генератор. Из-за малого воздушного зазора параллельная работа таких генераторов весьма проблематична, поэтому они предназначаются для питания автономной нагрузки. В предлагаемых генераторах обмотка возбуждения предназначается только для компенсации

размагничивающего действия реакции якоря, т.е. играет роль регулятора напряжения.

Следует отметить, что для СГФ наиболее приемлемой является система самовозбуждения. Разработка такой системы для предлагаемых генераторов выходит за рамки данной работы. Такая система возбуждения достаточно хорошо отработана и широко применяется в обычных синхронных машинах. Поэтому её разработка для предлагаемых машин не должна встретить затруднений.

#### ***4.3 Номинальная мощность асинхронного двигателя с фазным ротором, работающего в режиме синхронного генератора***

Тепловое состояние любой электрической машины имеет решающее значение для её нормальной работы. Именно оно в подавляющем большинстве случаев определяет номинальный режим работы и его номинальную мощность. Поэтому проведение испытаний электрической машины на нагревание, т.е. определение превышения температуры отдельных её частей (в основном обмоток), обязательно и предусмотрено стандартом.

В данной работе задачей тепловых испытаний является установление возможности получения мощности генератора, равной мощности базового двигателя.

Испытывался генератор на базе асинхронного двигателя с фазным ротором типа 4МТФ(Н)132LB6, мощностью 7,5 кВт. Этот двигатель предназначен для работы в повторно кратковременном режиме S3 ПВ40. Для установления мощности двигателя длительного режима S1 руководствовались двумя соображениями: 1) результатами, полученными с помощью тепловых схем замещения; 2) результатами опыта нагрева машины габарита 132L186 вышеуказанного типа [101]. Было установлено, что длительный режим S1 для этого двигателя составляет 4,9 кВт.

Для проведения испытаний требуется определить также ток статора генераторного режима с учетом подключения конденсаторов. Опытным путем установлено, что для получения фазного напряжения генератора равного 230 В, при частоте вращения ротора  $n=1000$  об/мин ( $f=50$  Гц) в режиме холостого хода суммарная ёмкость подключаемой конденсаторной батареи составляет  $C=216,6$

мкф., при соединении конденсаторов звездой или  $C=73,3$  мкф., при соединении треугольником. При этом намагничивающий ёмкостной ток составляет  $I_{\mu}=13,8$ А. При нагрузке генератора до мощности  $P=4900$  Вт, при  $\cos\varphi=0,9$ , нагрузочный ток равен 7,9 А. Примерно 10% (0,8А) этого тока является реактивным – индуктивным и он компенсируется реактивным – ёмкостным током. Тогда в обмотке статора будет действовать чисто активный ток величиной 7,1 А и реактивно ёмкостной, равный 13 А. При этом полный ток обмотки статора будет равен 14,8 А. Требуемое напряжение на зажимах генератора поддерживается полем обмотки возбуждения (обмотки ротора), образованного током возбуждения равным 18,1 А (установлено опытом). Именно при этих параметрах ( $U_{\phi}=230$  В,  $I=14,8$  А,  $I_f=18,1$  А,  $n=1000$  об/мин,  $C=73,3$  мкф) проводились испытания на нагревание. Измерение температуры проводилось методом сопротивления.

В таблице 4.1 приведены сопротивления обмоток машины, измеренные в холодном состоянии. На рис. 4.12 и 4.13 приведены кривые нагревания обмоток.

Таблица 4.1

Обмотки	Сопротивление в омах			Температура воздуха
	Фаза А	Фаза В	Фаза С	
Статора	0,675	0,675	0,675	20°C
Возбуждения	0,56			

Испытания проводились при температуре окружающего воздуха +20°C. На рисунках 4.10 и 4.11 представлены кривые превышения температуры (перегрева) обмоток над окружающей средой.

$$\Delta\Theta = \Theta - t$$

где  $\Delta\Theta$  - величина превышения температуры °С;

$\Theta$  - абсолютная температура обмотки °С;

$t$  - температура окружающего воздуха °С.

Рассчитанная по методике, приведенной во второй главе, температура перегрева обмоток статора и ротора составляет соответственно 98°C и 105°C. сходимость результатов расчета и эксперимента составляет примерно 7%, что вполне приемлемо.

В таблице 4.2 приведены данные испытаний на нагревание асинхронного

двигателя 4МТФ132LB6, работающего в режиме синхронного генератора.

Таблица 4.2

Мощность (кВт)	Напряжение фазы (В)	Ток статора (А)	Ток возбуждения (А)	Превышение температуры (°С)			Окружающая температура
				Обмотка		Контактных колец	
				Статора	возбуждения		
4,9	230	15	18	105	113	61, 31, 30	20

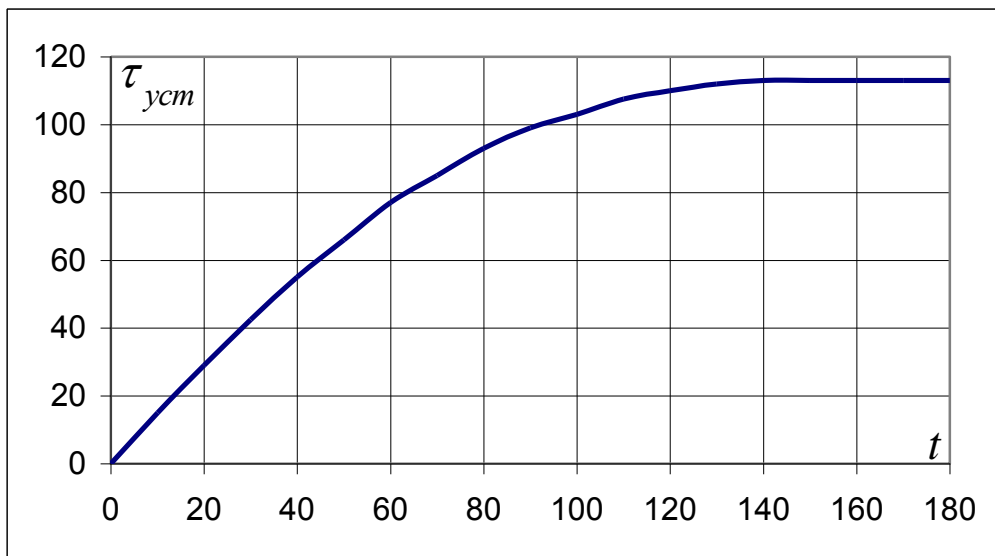


Рис. 4.10 Кривая перегрева обмотки статора

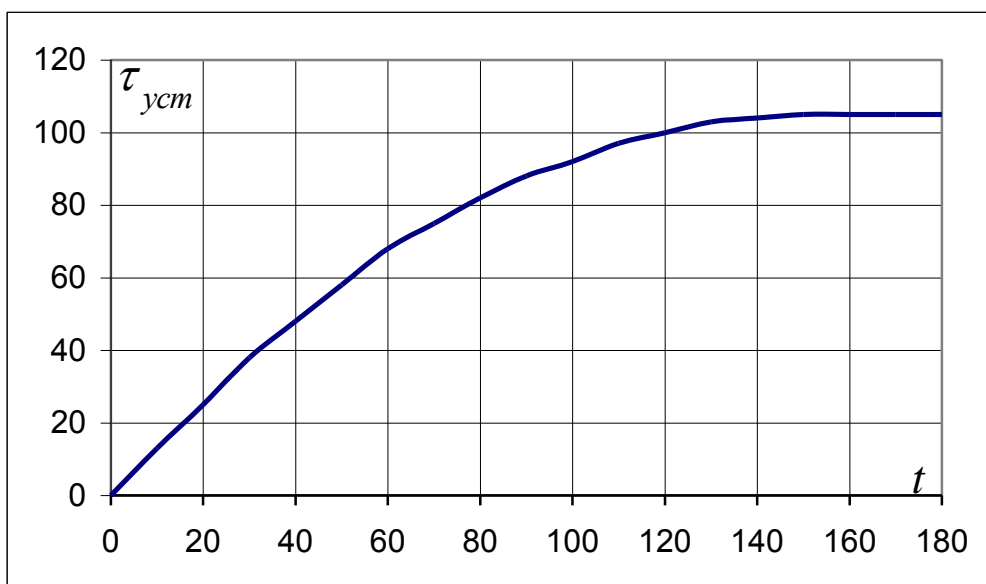


Рис. 4.11 Кривая перегрева обмотки возбуждения (ротора)

В испытываемой машине применена изоляция класса “F”, максимальная температура нагрева которой составляет 155 °С. стандартом предусмотрено, что машина должна быть рассчитана на работу при температуре окружающей среды +40 °С. следовательно, рекомендованная температура перегрева для этого класса изоляции не должна превышать  $\Delta\Theta=115$  °с. Хотя существуют стандарты на специальные машины, где рекомендуемая температура перегрева 135 °с. Из приведенных в таблице 4.2 данных следует, что с точки зрения теплового состояния синхронный генератор на базе асинхронного двигателя с фазным ротором при принятых специальных мерах, описанных в данной работе, развивает мощность равную мощности двигательного режима. Иными словами тепловое состояние машины не накладывает ограничений на величину номинальной мощности генератора и она может быть принята равной номинальной мощности двигателя.

Однако, исходя из того, что подобный генератор обладает малой статической перегружаемостью, номинальную мощность генераторного режима следует уменьшить до 0,85-0,9 от номинальной мощности базового двигателя  $P_{нг}=(0,85-0,9)P_{нд}$ .

Проведем сравнение схем включения роторных обмоток. В электромагнитном и тепловом отношении эти схемы равнозначны. Однако с точки зрения асинхронного самовозбуждения схема b предпочтительнее, так как здесь имеется короткозамкнутый контур. Схема b требует включения в цепь статора меньшей ёмкости, чем схема a. В процессе работы, во избежания появления перенапряжения в свободной фазе роторной обмотки (схема a) она должна шунтироваться разрядным сопротивлением.

Исходя из изложенного, предпочтение следует отдать схеме b.

### ***Выводы по четвертой главе***

Экспериментальное исследование показали:

1. Асинхронный двигатель с фазным ротором, работающий в режиме синхронного генератора на автономную нагрузку показывает стабильную работу во всем диапазоне рекомендуемых нагрузок;

2. С точки зрения качества напряжения подобный генератор вполне удовлетворяет требованиям, предъявляемым к автономным источникам питания;

3. Подключение к статорной обмотке конденсаторной батареи позволяет разгрузить обмотку возбуждения (обмотку ротора) от намагничивающего тока (тока холостого хода) и перенести его на обмотку статора;

4. Емкость подключаемой конденсаторной батареи ограничена по нижнему пределу условием получения номинального напряжения при холостом ходе, по верхнему же пределу – стабильной работой генератора.

5. Исходя из сравнения схем включения роторных обмоток предпочтение следует отдать схеме в.

6. Генератор на базе асинхронного двигателя с фазным ротором обладает малой величиной статической устойчивости.

7. Тепловое состояние машины в генераторном режиме позволяет принять её мощность равной мощности двигательного режима;

8. Номинальную мощность генераторного режима следует принять  $P_{нг}=(0,85-0,9)P_{нд}$  из-за малой статической устойчивости.

## Выводы по работе

1. Для смягчения последствий энергетического кризиса в Грузии необходимо всемерное развитие малой энергетики, основным препятствием которому является отсутствие собственного электрогенераторостроения. Для частичного решения проблемы предлагается использовать в качестве источников автономного электропитания асинхронные двигатели с фазным ротором (АДФ), работающие в режиме синхронного генератора (СГФ).

2. Рассмотрены и проанализированы схемы соединения обмотки ротора, используемые в качестве обмотки возбуждения в режиме синхронного генератора.

3. Качество напряжения СГФ лежит в пределах, допускаемых стандартами на качество электроэнергии для автономных источников питания.

4. Как показал анализ, при использовании обмотки возбуждения для создания основного магнитного потока, максимально реализуемая мощность СГФ составляет 30-60% от номинальной мощности базового АДФ, причем с ростом номинальной мощности АДФ реализуемая мощность СГФ растет.

5. С целью разгрузки обмотки возбуждения СГФ от намагничивающего тока, и следовательно, повышения реализуемой мощности генератора показана необходимость подключения к его статорной обмотке конденсаторной батареи. При этом обмотке возбуждения отводится роль автоматического регулятора напряжения для поддержания напряжения на зажимах генератора во всем диапазоне нагрузок, от нуля до номинальной, неизменной.

6. Экспериментальные исследования показали, что СГФ с подключенной конденсаторной батареей, с точки зрения теплового состояния машины, может реализовать номинальную мощность, равную номинальной мощности базовой АДФ независимо от величины номинальной мощности АДФ. Однако из-за малой статической устойчивости СГФ следует принять  $P_{нг} = (0,85 - 0,9)P_{нд}$ .

7. Приведен анализ рабочих характеристик СГФ с учетом активного сопротивления обмоток статора и определена оптимальная величина ёмкости, подключаемых к обмотке статора конденсаторов, с учетом активного сопротивления.

8. Показано, что синхронное самовозбуждение СГФ невозможно и прояснена физическая картина асинхронного самовозбуждения СГФ.

9. Составлена система дифференциальных уравнений и предложен метод расчета переходных процессов СГФ (асинхронное самовозбуждение) с учетом насыщения магнитной цепи.

10. В качестве теоретического метода исследования тепловых процессов в генераторе выбран метод эквивалентных тепловых схем (ЭТС). Разработана схема ЭТС, предусматривающая возможность исследования генераторов различного конструктивного исполнения.

11. Проведенные экспериментальные исследования полностью подтвердили работоспособность предлагаемой схемы использования асинхронного двигателя с фазным ротором в режиме синхронного генератора.

## Список использованной литературы

1. წერეთელი კ., ზამკოვი ა. საქართველოს მცირე ჰიდროენერგეტიკის განვითარების საკითხებისთვის. კრ. „ენერჯია“, თბილისი, 2, (13) 2000.
2. ENERGY NETWORK, ISSUE 2, December 1998.
3. Радин В.И. Универсальная серия асинхронных двигателей. Интерэлектро, М., Энергоатомиздат, 1990, 416 с.
4. Петров В.Н., Кравчик А.Э. Асинхронные двигатели общего назначения. М., Энергия, 1998, 488 с.
5. Гурин А.С., Кузнецов Б.И. Проектирование серии электрических машин. М., Энергоиздат, 1978, 480 с.
6. Костромин В.Г. Технология производства асинхронных двигателей. М., Энергоиздат, 1981, 272 с.
7. Electric aspect of power generation in industrial plants. Pt. IV Induction Generators. Khan Shaaib. 86<sup>th</sup> Annual Meeting of PAPTAC (Pulp and Paper Technical Association of Canada); Montreal, Feb. 1-3, 2000, Prep. “C”, Montreal Pulp and Pap.
8. Паластин Л.Н. Электрические машины автономных источников питания. М., Энергия, 1972, 467 с.
9. Торопцев Н.Д. Асинхронные генераторы автономных систем. Н., Знак, 1998, 288 с.
10. Дженбулаев А-З.Р. Асинхронный сварочный генератор. «Электричество», 1996, №5.
11. Радин В.И., Брускин Д.Э., Зорохович А.Е. Электрические машины (Асинхронные машины). М., Высшая школа, 1988, 328 с.
12. Кунцевич П.А., Костырев М.Л. Метод кратных частот в регулировании напряжения резонансного асинхронного генератора. «Электротехника», 1983, №9, с. 27-31.
13. Кунцевич П.А. Асинхронный генератор как автоперестраиваемая колебательная система. «Электричество», 1988, №6, с. 24-28.
14. Бохян С.К. Индукционный самовозбуждающийся генератор повышенной частоты со стабилизацией напряжения. «Электротехника», №2, 1965, с. 18-20.
15. Попов И.А. Автономный асинхронный генератор с возбуждением от варикондов. «Электротехника», №11, 1969, с. 13-15.
16. Патент ФРГ, №128867, МКИ Н02р, 1972.
17. Мотовилов Н.В., Костырев М.Л. Вентильное возбуждение АГ с короткозамкнутым ротором. «Электричество», №10, 1983, с. 52-59.
18. Алиев И.И., Беспалов В.Я., Клоков Ю.Б. Асинхронный генератор с гарантированным возбуждением. «Электричество», 1997, №7, с. 44-51.
19. Костырев М.Л., Скороспешкин А.И. Автономные асинхронные генераторы с вентильным возбуждением. М., Энергоатомиздат, 1993, 174 с.
20. Ботвинник М.М. Асинхронизированная синхронная машина. М., Энергия, 1956
21. Осин И.Л., Шакарян Ю.Г. Электрические машины. Синхронные машины. (под редакцией Копылова). М., Высшая школа, 1990.

22. ბადალაშვილი გ., ზამკოვი ა., წერეთელი კ., კიზირია ა. ცვლადი დენის ენერჯიის წყარო ფაზურროტორიანი ასინქრონული ძრავას ბაზაზე. „ბუნება და ენერჯეტიკა“, შრომების კრებული, თბილისი, 1996.
23. Кулебакин В.С. Испытание электрических машин и трансформаторов. М.Л., ГОНТИ-НКТП, 1935, 793 с.
24. Шенфер К.И. Асинхронные машины. М.Л., ГОНТИ-НКТП, 1938, 412 с.
25. Жерве Г.К. Обмотки электрических машин. Л., Энергоатомиздат, 1989, 399 с.
26. Домбровский В.В., Хуторецкий Г.М. Основы проектирования электрических машин. переменного тока. Л., Энергия, 1974, 504 с.
27. Сергеев П.С., Виноградов Н.В., Горяинов Ф.А. Проектирование электрических машин. М., Энергия, 1969, 632 с.
28. Проектирование электрических машин . Под редакцией Копылова И.П. М., Энергия, 1980, 495 с.
29. Справочник по электрическим машинам, т. I. М., Энергоатомиздат, 1988, 455 с.
30. Костенко Н.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины, часть II. М.Л., Энергия, 1961, 704 с.
31. Вольдек А.И. Электрические машины. Л., Энергия, 1978, 832 с.
32. Токарев Б.Ф. Электрические машины. М., Энергоатомиздат, 1990, 623 с.
33. Винокуров В.А., Попов Д.А. Электрические машины. М., Транспорт, 1986, 511 с.
34. Хуторецкий Г.М., Токов М.И., Толвинская Е.В. Проектирование турбогенераторов. Л., Энергоатомиздат, 1987, 256 с.
35. Абрамов А.И., Извеков В.И., Серихин Н.А. Проектирование турбогенераторов. М., Высшая школа, 1990, 336 с.
36. Атарбеков Г.Н. Теоретические основы электротехники, часть I. М., Энергия, 1970, 592 с.
37. Важнов А.И. Электрические машины. Л. Энергия, 1969, 767 с.
38. Иванов-Смоленский А.В. Электрические машины. М., Энергия, 1980, 927 с.
39. Обмоточные данные асинхронных двигателей. Под редакцией Цибульского П.И. М., Энергия, 1971, 392 с.
40. Кравчик А. Е. и др. Асинхронные двигатели серии 4А. Справочник, М., Энергоиздат, 1982, 540 с.
41. Герасимова В.Г. и др. Электротехнический справочник, Т. II М., Энергоиздат, 1981, 640 с.
42. Шуйский В.П. Расчет электрических машин. Л., Энергия, 1968, 732 с.
43. Калинин В.С., Карельская Н.Г. Курсовое и дипломное проектирование по технологии электромашиностроения. М., Высшая школа.
44. Гурин Я.С., Кузнецов Б.И. Проектирование серий электрических машин. М., Энергия, 1968, 479 с.
45. Алексеев А.Е. Конструкции электрических машин. М.Л.,Госэнергоиздат, 1958, 427 с.
46. Беляев И.П., Иванов А.П. Расчет тепловых процессов в электрических машинах на ЭЦВМ. «Электромеханика», 1963, №9.

47. Борисенко Л.И. и др. Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах. М., Энергия, 1974, 559 с.
48. Бурковский А.Н. Нагрев и охлаждение электродвигателей взрывонепроницаемого исполнения. М., Энергия, 1970, 185 с.
49. Васильев В.К. Теория и инженерные методы расчета тепловых процессов в электродвигателях. Автореферат докторской диссертации, Киев, 1969, 49 с.
50. Воробьев В.А. Нагревание и тепловая защита асинхронных двигателей средней мощности при периодической нагрузке. Автореферат кандидатской диссертации, Свердловск, 1982, 24 с.
51. Готтер Г. Нагревание и охлаждение электрических машин. М.Л., Госэнергоиздат, 1961, 480 с.
52. Жазан В.А. Исследование вентиляции и нагрева закрытых обдуваемых асинхронных двигателей мощностью 0,6-20 кВт. Автореферат кандидатской диссертации, Томск, 1969, 24 с.
53. Гуревич Э.И. Тепловые испытания и исследование электрических машин. Л., Энергия, 1977, 204 с.
54. Ковалев Е.Б. и др. Исследование нагрева взрывонепроницаемых асинхронных двигателей малой мощности. «Электротехника», 1978, №3, с. 18-20.
55. Макаров М.И. Нагрев приводных асинхронных двигателей шахтных подъемных установок в условиях эксплуатации. «Электротехническая промышленность», серия электрические машины, №7, 1974, с.16-13.
56. Мамедшахов М.Э., Исмаилов С.М. Исследование нестационарного нагрева электрических машин. Ташкент, Фан, 1978, 96 с.
57. Борисенко А.И. и др. Охлаждение промышленных электрических машин. М., Энергоатомиздат, 1983, 296 с.
58. Филиппов И.Ф. Вопросы охлаждения электрических машин. М., Л. Энергия, 1964, 330 с.
59. Тубис Я.Б., Фанарь М.С. Интенсификация охлаждения низковольтных асинхронных двигателей закрытого исполнения. «Электротехника» 1976, №10, с. 58-62.
60. Филиппов И.Ф. Теплообмен в электрических машинах. Л., Энергоатомиздат, 1986, 256 с.
61. Копылов И.П. Математическое моделирование асинхронных машин. М., Энергия, 1969, 98 с.
62. Чек А.Б., Коноплев С.К. Математическое моделирование задач электропроводности для электрических машин. Сб. трудов «Электромашиностроение и электрооборудование». Донецк, 1974, вып.18, с. 85-93.
63. Андрианов В.В. Тепловые процессы в электрических машинах. М., МЭИ, 1987, 71 с.
64. Тубис Я.Б. и др. Методы исследования и анализ теплоотдачи асинхронных двигателей. М., Информэлектро, 1981, 46 с.

65. Желокова М.З. Коэффициент теплоотдачи в зазоре электрических машин. Сб. «Методы расчета турбо и гидрогенераторов». Л., 1975, с. 156-160.
66. Войтенко Н.С. Погрешности приближенного теплового расчета активных частей электрических машин. «Электротехническая промышленность», серия Электрические машины, 1978, №2, с. 4-7.
67. Коробов В.К., Севастьянов В.А. Распределение температур по высоте ярма ротора асинхронного двигателя с аксиальными каналами. «Электротехника», 1974, №1, с. 15-18.
68. Анемподистов В.И. и др. Нагрев изоляции проводника при набросе нагрузки. Сб. «Турбо и гидро - генераторы большой мощности и перспективы их развития». Л., Наука, 1967, с. 223-228.
69. Видин Ю.В. Пшаничнов Ю.А. Теплопроводимость многослойного плоского тела в стадии регулярного режима. Энергетика и транспорт, 1973, №4, с. 148-151.
70. Козак Ю.Н. Мартынов А. Н. Влияние динамики теплового поля на нагрев и износ изоляции обмоток электродвигателей. Сб. «Динамика и электромеханические системы». 1973, вып. 4, с. 40-44.
71. Бакумов Ю.В. и др. Поперечная эквивалентная теплопроводность всыпных обмоток. «Электротехника», 1974, №1, с. 15-18.
72. Коробов В.К., Иваненко В.С. Об учете изменения среднего коэффициента теплоотдачи по длине канала. Сб. «Взрывозащитное электрооборудование». Донецк, 1976, вып. 12, с. 122-124.
73. Копылов Ю.В. Исследование нагрева и тепловых параметров асинхронных двигателей малой мощности при работе в продолжительном и повторно-кратковременном режимах. Автореферат кандидатской диссертации, Томск, 1974, 24 с.
74. Костиков О.Н. и др. Исследование теплоотдачи статора электродвигателей серии 4А с высотой оси вращения 71-100 мм. Сб. трудов «Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах». Харьков, 1978, вып. 8, с. 61-65.
75. Пантюхов Л.Л., Прошин Ю.Н. Особенности методики потокового теплового расчета асинхронного двигателя основного назначения. Труды ВИИЭМ, т.64, М.,1980, с.14-23.
76. Борисенко А. и др. Исследование эквивалентной теплопроводности пучков обмоточных проводов. Сб. трудов «Аэродинамика и теплопередача в электрических машинах». Харьков, 1972, вып. 1, с. 52-56.
77. Nak I. Wärmequellen Netze elektrische Maschinen. „E und M.“ 1959, Band 76.
78. Копылов И.П. Электрические машины. М., Энергоатомиздат, 1986, 361 с.
79. Ломинадзе В.Г., Замков А.А. К объяснению характеристик синхронных генераторов. Труды ГПИ, 1981, №8 (240), с. 11-19.
80. Оганян Р.В. Расчетно-экспериментальное определение отклонений напряжения при сбросе-набросе нагрузки автономного синхронного генератора. «Электричество», 1993, №18.
81. Ueda R., Sonoda T., Koda K. Investigations of self-excitation conditions in self-excited type induction generator. IEE Ind. Appl Sec. 21 st Annu. Mest, Denver, Cobo, Sep, 88. Oct. 3, 1986.

82. Malik N.H., Mazi A.A. Capacitance requirements for isolator self excited induction generators. IEE Trans Energy Conference. 1987, 2, №4, 62-68.
83. Бояр-Сазонович С.П. Альтернативность асинхронных генераторов с конденсаторами возбуждения. «Электричество», 1993, №12.
84. Нетушил А.В., Литвинов И.С. Автономный асинхронный генератор как нелинейная колебательная система. Изв. ВУЗОВ, Электромеханика, 1977, №5.
85. Нетушил А.В. К расчету режимов самовозбуждения автономного асинхронного генератора. «Электричество», 1978, №4.
86. Китаев А.И., Орлов И.Н. О физическом механизме самовозбуждения асинхронной машины. «Электричество», 1978, №4.
87. Кунцевич П.А. Асинхронный генератор как автоперестраиваемая автоколебательная система. «Электричество», №6, 1988.
88. Дженбулаев А-З.Р. Жесткое самовозбуждение асинхронного генератора с ферромагнитным короткозамкнутым ротором. «Электричество», 1997, №6.
89. Ермолин Н.П. Электрические машины малой мощности. М., Высшая школа, 1967.
90. Юфреров Ф.Н. Электрические машины автоматических устройств М., Высшая школа, 1988.
91. Хрушев В.В. Электрические машины систем автоматики. Л., Энергоатомиздат, 1985.
92. Горжевский И.И. Гистерезисные двигатели. М., Госэнергоиздат, 1959, 169 с.
93. Штеллинг Г., Байссе А. Электрические микромашины. М., Энергоатомиздат, 1991, 229 с.
94. Кадеев Г.Д. Дифференциальные уравнения асинхронной машины, с учетом нелинейности магнитной цепи. Изв. ВУЗОВ, Электротехника, 1974, №1, с. 19-22.
95. Фильц Р.В. Дифференциальные уравнения напряжений насыщенных неявнополюсных машин переменного тока. Изв. ВУЗОВ, Электротехника, 1966, №11, с. 88-89.
96. Чабан В.Н., Фильц Р.В. Алгоритм расчета на ЦВМ, симметричных электромеханических переходных процессов насыщенной неявнополюсной машины. Изв. ВУЗОВ, Энергетика, 1971, №10, с. 114-117.
97. Ueda R., Sonoda T. Analysis of self-excitation phenomena in self-exited type induction generator. IEEE trans. On PAS №17, 1990, pp. 412-417.
98. Ковач Р.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. М., Госэнергоиздат, 1969, 744 с.
99. Богомолов В.И. Устройства с датчиками Холла и датчиками магнитосопротивления. М., Госэнергоиздат, 1961, 121 с.
100. Фигурнов Б.П. Датчики ЭДС Холла, их расчет и применение. М., Госинти, 1964, №18 (64-56), 35 с.
101. Чечерников В.И. Магнитные измерения. М., МГУ, 1969, 153 с.
102. Размадзе А.Ф, Натенадзе Т.В. Протоколы СКБ 12-90. Периодические испытания трехфазных асинхронных крановых электродвигателей серии 4МТФ(Н)132LB6. Тбилиси, 1990, 59 с.

# Приложения

## Приложение 1

### Разложение в ряд Фурье кривой НС для $q=2$

Таблица П.1

Интервал $K$	$\alpha^0$	$3\alpha^0$	$5\alpha^0$	$7\alpha^0$	$\text{Cos}\alpha$	$\text{Cos}3\alpha$	$\text{Cos}5\alpha$	$\text{Cos}7\alpha$	кривая рис.1.2, а								кривая рис.1.3, а											
									$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника	$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника		
1	7,5	22,5	37,5	52,5	0,991	0,924	0,793	0,609	20	19,82	18,48	15,86	12,18	20,96	0	-0,97	-0,57	20	19,82	18,48	15,86	12,18	18,16	0	-0,83	0,49		
2	22,5	67,5	112,5	157,5	0,924	0,383	-0,383	-0,924	20	18,48	7,66	-7,66	-18,48	19,54	0	0,47	0,87	15	13,86	5,75	-5,75	-13,86	16,93	0	-0,4	-0,74		
3	37,5	112,5	187,5	262,5	0,793	-0,383	-0,991	-0,131	20	15,86	-7,66	-19,82	-2,62	16,77	0	1,21	0,12	15	11,9	-5,75	-14,87	-1,97	14,53	0	1,04	-0,11		
4	52,5	157,5	262,5	367,5	0,609	-0,924	-0,131	0,991	10	6,09	-9,24	-1,31	9,91	12,88	0	0,16	-0,93	10	6,09	-9,24	-1,31	9,91	11,16	0	0,14	0,79		
5	67,5	202,5	337,5	472,5	0,323	-0,924	0,924	-0,383	10	3,83	-9,24	9,24	-3,83	8,1	0	-1,13	0,36	10	3,83	-9,24	9,24	-3,83	7,02	0	-0,97	-0,31		
6	82,5	247,5	412,5	577,5	0,131	-0,383	0,609	-0,793	0	0	0	0	0	2,77	0	-0,74	0,75	0	0	0	0	0	2,4	0	-0,64	-0,64		
$\Sigma$										64,08	0	-3,69	-2,84						55,5	0	3,17	-2,73						
$a_n$										21,05	0	-1,22	-0,94								18,32	0	-1,05	0,82				

**Разложение в ряд Фурье кривой НС для  $q=5$**

Таблица П.2

Интервал К	$\alpha^0$	$3\alpha^0$	$5\alpha^0$	$7\alpha^0$	$\text{Cos}\alpha$	$\text{Cos}3\alpha$	$\text{Cos}5\alpha$	$\text{Cos}7\alpha$	$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника
1	3	9	15	21	0,999	0,988	0,966	0,934	50	49,93	49,4	48,9	46,7	52,57	0	-2,15	-3,77
2	9	27	45	63	0,988	0,891	0,707	0,454	50	49,4	44,55	35,35	22,7	52	0	-1,58	-1,83
3	15	45	75	105	0,966	0,707	0,254	-0,254	50	48,3	35,35	12,95	-12,95	50,85	0	-0,58	1,05
4	21	63	105	147	0,934	0,454	-0,259	-0,839	50	46,7	22,7	-12,95	-41,95	49,17	0	0,58	3,39
5	27	81	135	189	0,891	0,156	-0,707	-0,988	50	44,55	7,8	-35,35	-49,4	46,9	0	1,58	3,99
6	33	99	165	231	0,839	-0,156	-0,966	-0,629	50	41,95	-7,8	-48,3	-31,45	44,16	0	2,15	2,54
7	39	117	195	273	0,777	-0,454	-0,966	0,0523	40	31,08	-18,16	-38,64	2,09	40,9	0	2,18	-0,21
8	45	135	225	280	0,707	-0,707	-0,707	0,174	40	28,28	-28,28	-28,28	6,96	37,2	0	1,58	-0,7
9	51	153	255	357	0,629	-0,891	-0,259	0,989	30	18,87	-26,73	-7,77	29,96	33,11	0	1,58	-4,03
10	57	171	285	399	0,545	-0,988	0,258	0,777	30	16,35	-29,64	7,74	23,31	28,69	0	-0,58	-3,14
11	63	189	315	441	0,454	-0,988	0,707	0,156	20	9,08	-19,76	14,14	3,12	23,9	0	-1,58	-0,63
12	69	207	345	483	0,358	-0,891	0,966	-0,545	20	7,16	-17,82	19,32	-10,9	18,85	0	-2,15	1,2
13	75	225	375	525	0,259	-0,707	0,966	-0,966	10	2,59	-7,07	9,66	-9,66	13,69	0	-2,15	3,9
14	81	243	405	567	0,156	-0,454	0,707	-0,891	10	1,56	-4,54	7,07	-8,91	8,21	0	-1,58	9,6
15	87	261	435	609	0,052	-0,156	0,259	-0,358	0	0	0	0	0	2,74	0	-0,58	1,46
$\Sigma$										395,8	0	-16,76	-30,38				
$a_n$										52,64	0	-2,23	-4,04				

Разложение в ряд Фурье кривой НС для  $q=5$

Таблица П.3

Интервал $K$	$\alpha$	$3\alpha$	$5\alpha$	$7\alpha$	$\text{Cos}\alpha$	$\text{Cos}3\alpha$	$\text{Cos}5\alpha$	$\text{Cos}7\alpha$	$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника
1	3	9	15	21	0,999	0,988	0,966	0,934	50	47,93	49,4	48,3	46,7	46,32	0	0,84	-0,95
2	9	27	45	63	0,988	0,891	0,707	0,454	45	44,46	40,1	31,82	20,4	45,83	0	0,62	-0,46
3	15	45	75	105	0,966	0,707	0,254	-0,254	45	43,47	31,68	11,66	-11,66	44,81	0	0,29	0,26
4	21	63	105	147	0,934	0,454	-0,259	-0,839	40	37,36	18,16	-10,36	-33,56	43,33	0	-0,29	0,86
5	27	81	135	189	0,891	0,156	-0,707	-0,988	40	35,64	6,24	-28,28	-39,52	41,33	0	-0,62	1,01
6	33	99	165	231	0,839	-0,156	-0,966	-0,629	35	29,37	-5,46	-33,81	-22,02	38,92	0	-0,84	0,68
7	39	117	195	273	0,777	-0,454	-0,966	0,0523	35	27,2	-15,89	-33,81	2,04	36,05	0	-0,84	-0,05
8	45	135	225	280	0,707	-0,707	-0,707	0,174	30	21,21	-21,21	-21,21	5,22	32,8	0	-0,62	-0,18
9	51	153	255	357	0,629	-0,891	-0,259	0,989	30	18,87	-26,59	-7,77	29,96	29,18	0	-0,23	-1,02
10	57	171	285	399	0,545	-0,988	0,258	0,777	25	13,63	-24,7	6,45	19,43	25,28	0	0,23	-0,79
11	63	189	315	441	0,454	-0,988	0,707	0,156	25	11,35	-24,7	17,68	3,9	21,06	0	0,62	0,16
12	69	207	345	483	0,358	-0,891	0,966	-0,545	15	5,37	-13,37	14,49	-8,18	16,16	0	0,84	0,56
13	75	225	375	525	0,259	-0,707	0,966	-0,966	15	3,89	-10,61	14,49	-14,49	12,02	0	0,84	0,99
14	81	243	405	567	0,156	-0,454	0,707	-0,891	5	0,78	-2,27	3,54	-4,46	7,24	0	0,62	0,9
15	87	261	435	609	0,052	-0,156	0,259	-0,358	5	0,26	-0,78	1,3	-1,79	2,4	0	0,23	0,37
$\Sigma$										34,87	0	6,5	-7,67				
$a_n$										46,39	0	0,87	-1,02				

## Приложение 2

### Разложение кривой индукции $B = f(\alpha)$ в ряд Фурье

Таблица П.4

Интервал $K$	Для схемы соединений								Для схемы соединений																	
	рис.1.1, а								рис.1.1, б																	
	$\alpha^\circ$	$3\alpha^\circ$	$5\alpha^\circ$	$7\alpha^\circ$	$\text{Cos}\alpha$	$\text{Cos}3\alpha$	$\text{Cos}5\alpha$	$\text{Cos}7\alpha$	$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника	$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника
1	10	30	50	70	0,985	0,866	0,643	0,342	-55	-54,2	-47,6	-35,4	-18,8	-96,9	-4,5	0,13	-0,29	50	49,3	43,3	32,2	17,1	92,5	3,6	-0,4	0,35
2	30	90	150	210	0,866	0	-0,866	-0,866	-52	-45	0	45	45	-85,2	0	-0,18	0,75	39	33,8	0	-33,8	-33,8	81,3	0	0,5	-0,9
3	50	150	250	350	0,643	-0,866	-0,342	0,985	-44	-28,3	38,1	1,5	-43,3	-63,3	4,5	-0,07	-0,84	18	11,8	-15,6	-6,2	17,7	60,4	-3,6	0,2	1
4	70	210	350	490	0,342	-0,866	0,984	-0,643	-13	-4,4	11,3	-12,8	8,4	-33,7	4,5	0,2	0,55	11	3,74	-9,5	10,8	-7,1	32,1	-3,6	-0,57	-0,7
5	90	270	450	630	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	-5	0	0	0	0	0	0	0	0
6	110	330	550	770	-0,342	0,866	-0,985	0,643	2	-0,7	1,7	-2	1,3	33,7	-4,5	-0,2	-0,55	-2	6,8	-1,7	2	-1,3	-32,1	3,6	0,57	0,7
7	130	390	650	910	-0,643	0,866	0,342	-0,985	12	-7,7	10,4	4,1	-11,8	63,3	-4,5	0,07	0,84	-38	24,4	-32,9	-13	37,4	-60,4	3,6	-0,2	-1
8	150	450	750	1050	-0,866	0	0,866	0,866	29	-25,1	0	25	25,1	88,2	0	0,18	-0,75	-36	31,2	0	-31,2	-31,2	-81,3	0	-0,5	0,9
9	170	510	850	1190	-0,985	-0,866	-0,642	-0,342	57	-56,1	-49,3	-36,6	-19,5	96,9	4,5	-0,13	0,29	-51	50,2	44,2	32,7	17,4	-92,5	-3,6	-0,4	-0,35
$\sum_{k=1}^n f_k(\alpha) \cos_k n\alpha$										-221,5	-35,4	2,3	-13,6						211,2	27,8	-6,5	16,2				
$a_n = \frac{4}{m} \sum_{k=1}^m f_k(\alpha) \cos_k n\alpha$										-98,4	-15,7	1,02	-6,04						93,9	12,4	-2,9	7,2				

Разложение кривой фазной ЭДС  $E = f(t)$  в ряд Фурье

Таблица П.5

Интервал $K$	$\alpha^{\circ}$	$3\alpha^{\circ}$	$5\alpha^{\circ}$	$7\alpha^{\circ}$	$\text{Cos}\alpha$	$\text{Cos}3\alpha$	$\text{Cos}5\alpha$	$\text{Cos}7\alpha$	Для схемы соединений рис.1.1, а								Для схемы соединений рис.1.1, б													
									$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника	$f_k(\alpha)$	$f_k(\alpha)\text{Cos}\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}3\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}5\alpha$	$f_k(\alpha)\text{Cos}7\alpha$	1-я гармоника	3-я гармоника	5-я гармоника	7-я гармоника				
									1	10	30	50	70	0,985	0,866	0,643	0,342	50	49,3	43,3	32,2	17,1	83,7	4,2	0,06	-0,04	-46	-45,3	-39,8	-29,9
2	30	90	150	210	0,866	0	-0,866	-0,866	42	36,4	0	-36,4	-36,4	73,6	0	-0,08	0,1	-36	-31,2	0	31,2	31,2	-67,2	0	-0,7	0,6				
3	50	150	250	350	0,643	-0,866	-0,342	0,985	34	21,9	-29,4	-11,6	33,5	54,7	-4,2	-0,03	-0,12	-28	-18	24,2	9,6	-27,6	-49,9	5,9	-0,3	-0,7				
4	70	210	350	490	0,342	-0,866	0,984	-0,643	31	10,6	-26,8	30,5	-19,9	29,1	-4,2	0,09	0,08	-17	-5,8	14,7	-16,7	10,9	-26,5	5,9	0,8	0,5				
5	90	270	450	630	0	0	0	0	80	0	0	0	0	0	0	0	0	-26	0	0	0	0	0	0	0	0				
6	110	330	550	770	-0,342	0,866	-0,985	0,643	15	-5,1	13	-14,8	9,6	-29,1	4,2	-0,09	-0,08	-15	5,1	-13	14,8	-9,6	26,5	-5,9	-0,8	-0,5				
7	130	390	650	910	-0,643	0,866	0,342	-0,985	-9	5,8	-7,8	-3,1	9,9	-54,7	4,2	0,03	0,12	11	-7,1	9,5	3,8	-10,8	49,9	-5,9	0,3	0,7				
8	150	450	750	1050	-0,866	0	0,866	0,866	-30	76	0	-26	-26	-73,6	0	0,08	-0,1	30	-26	0	26	26	67,2	0	0,7	-0,6				
9	170	510	850	1190	-0,985	-0,866	-0,642	-0,342	-47	46,3	40,7	30,2	10,3	-83,7	-4,2	-0,06	0,04	47	-46,3	-40,7	-30,1	-16,1	76,4	5,9	-0,5	0,3				
$\sum f_k(\alpha)\text{cos}_k n\alpha$									191,2	33	1	-1,9									-174,6	-45,1	8,7	-11,7						
$a_n = \frac{4}{m} \sum_{k=1}^m f_k(\alpha)\text{cos}_k n\alpha$									85	14,7	0,44	-0,84									-77,6	-20,4	3,9	-5,2						

### Приложение 3

*Переходный процесс самовозбуждения генератора на базе двигателя 4МТФ132ЛВ6, рассчитанного по блок-схеме рис. 3.18*

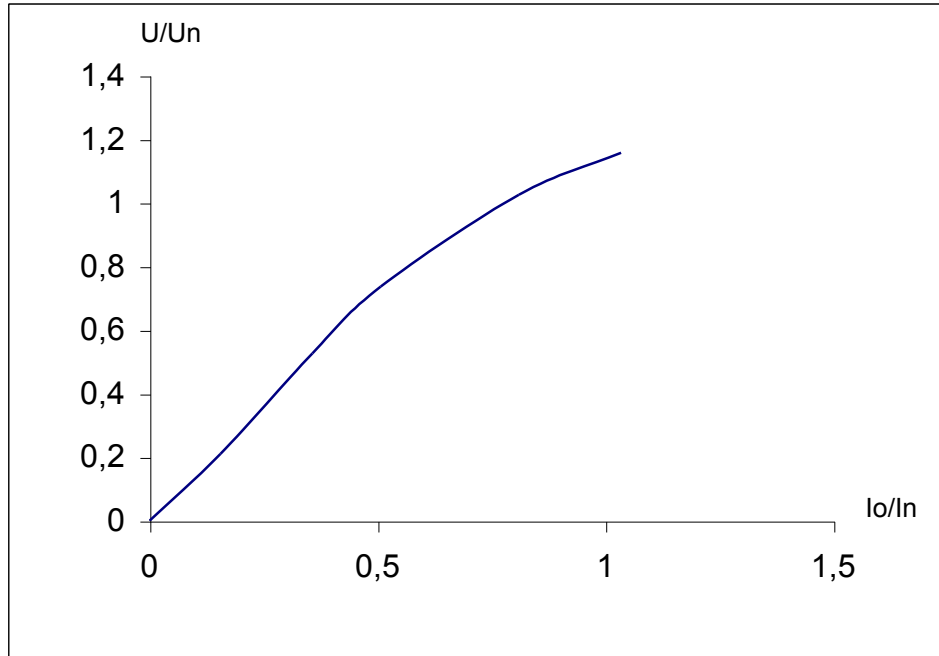


Рис. П.1. Кривая холостого хода генератора

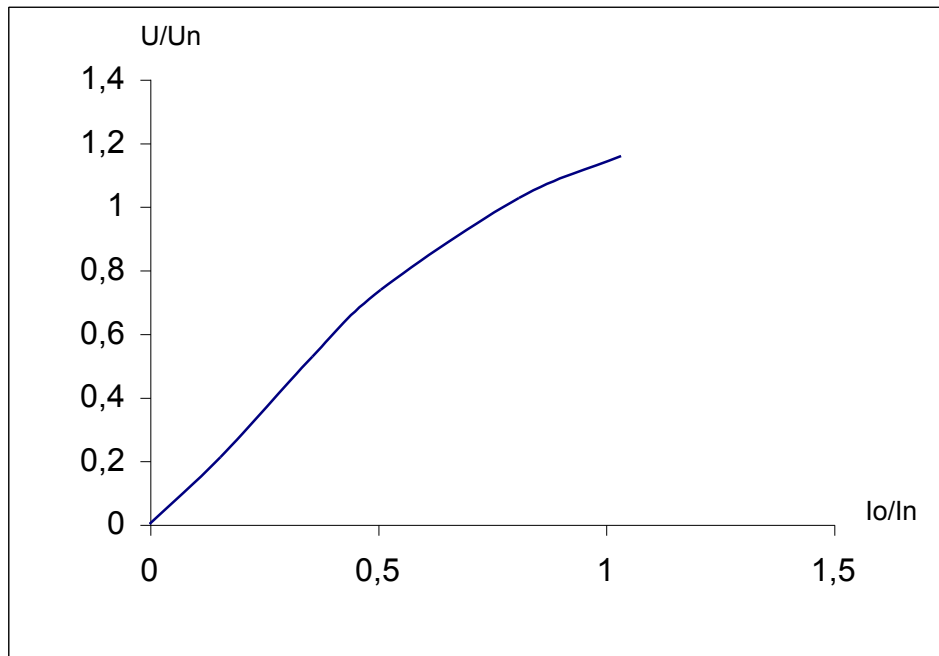


Рис. П.2. Кривая индуктивности статора

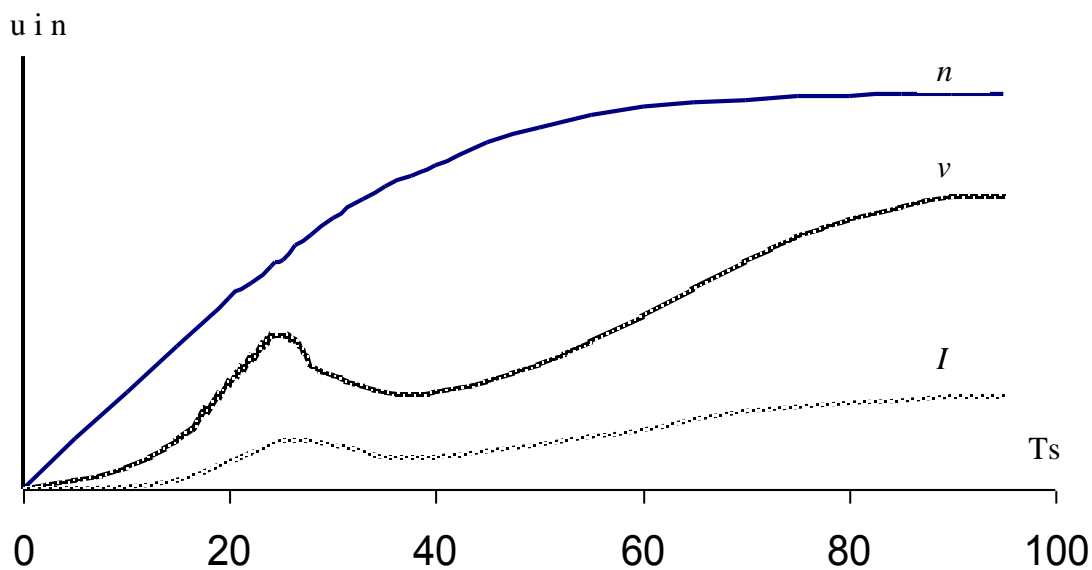


Рис. П.3. Переходный процесс самовозбуждения генератора

#### Приложение 4

*Технические данные асинхронных двигателей с фазным ротором, которые использовались в процессе работы*

Таблица П.6

Тип двигателя	Номинальная мощность	Напряжение	Частота вращения ротора	Число полюсов	Схема соединения обмотки статора	Ток статора	Ток ротора	Число пазов статора/ротора	Число последовательных витков фазы статора/ротора
	кВт		В			Об/мин	А		
МТО12-6	2,2	220/380	875	6	$\Delta/Y$	13,0/7,5	10,2	45/36	480/96
АОК2-51-6	4	220/380	965	6	$\Delta/Y$	16/10	21	36/45	228/75
4МТФ132LB6	7,5	220/380	925	6	$\Delta/Y$	36,5/21	19,8	45/36	162/192
АК-114-6	320	380	980	6	$\Delta$	571	354	72/90	64/30

## Приложение 5



Рис. П.4. Генератор на базе двигателя АОК-51-6



Рис. П.5. Генератор на базе двигателя МТО12-6



Рис. П.6. Общий вид измерительного стенда и силового регулировочного трансформатора

Приложение 6

Возможные схемы самовозбуждения СГФ

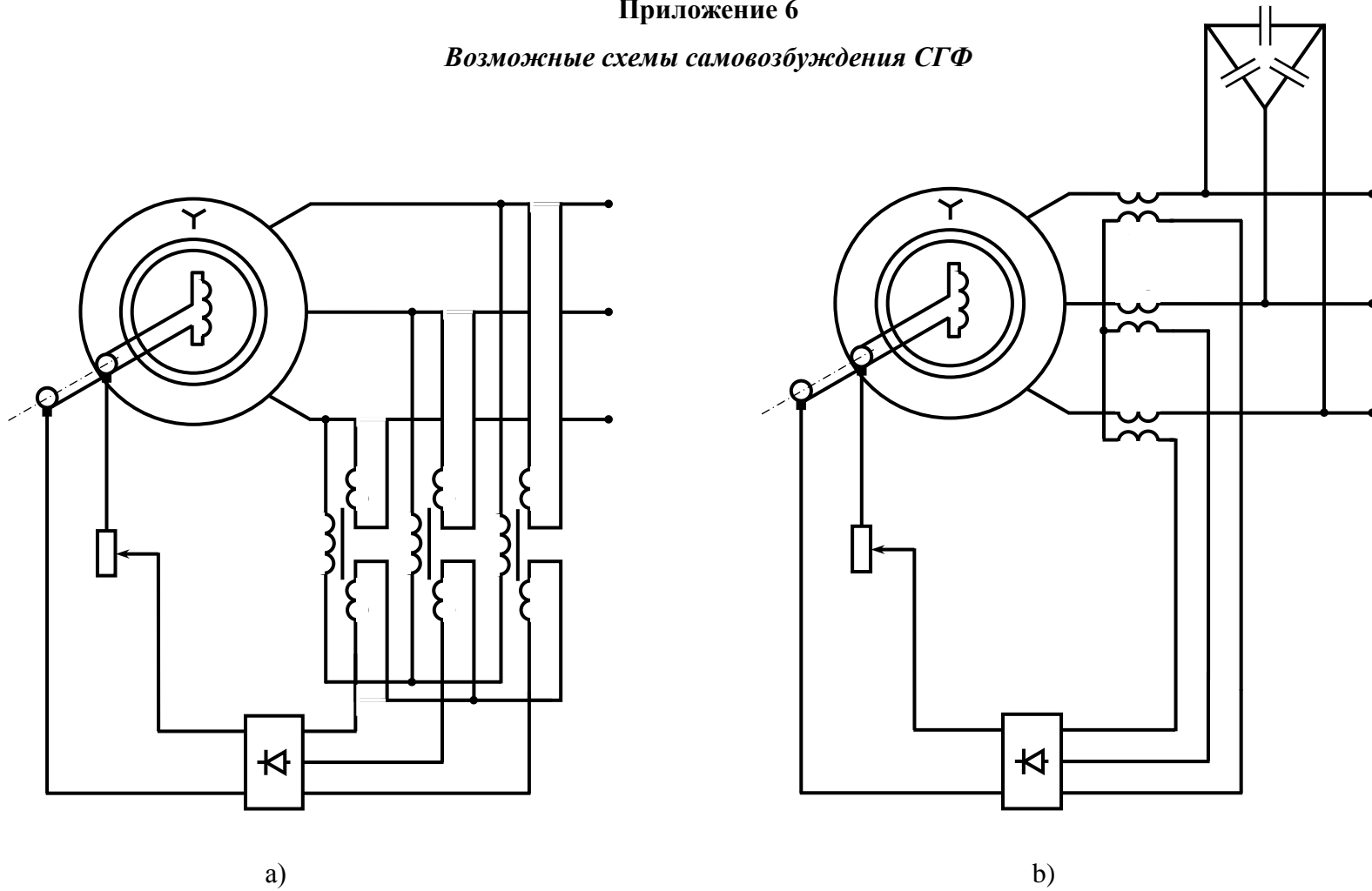


Рис. П.7. Схемы самовозбуждения СГФ а) безконденсаторное возбуждение, б) конденсаторное возбуждение