

Інститут електродинаміки
Національна академія наук України

Інститут електродинаміки
Національна академія наук України

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

ШИХНЕНКО МАКСИМ ОЛЕГОВИЧ

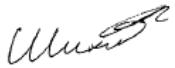
УДК 621.313.17

ДИСЕРТАЦІЯ
СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОР ПІДВИЩЕНОЇ ЕНЕРГОЕФЕКТИВНОСТІ НА
ОСНОВІ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОЇ МАШИНИ

Спеціальність 05.09.01 – електричні машини і апарати

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело


_____ М.О. Шихненко

Науковий керівник Мазуренко Леонід Іванович, доктор технічних наук,
професор

Київ – 2021

АНОТАЦІЯ

Шихненко М.О. Стартер-генератор підвищеної енергоефективності на основі вентильно-індукторної машини. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 05.09.01 «Електричні машини і апарати». – Інститут електродинаміки Національної академії наук України, Київ, 2021.

Дисертаційна робота присвячена розробці математичної моделі, алгоритмів розрахунку, систем керування, аналізу перехідних і квазіусталених процесів та розробці принципів їх формування для підвищення енергоефективності стартер-генераторів на основі вентильно-індукторних машин.

В роботі проведено аналіз систем запуску поршневих двигунів внутрішнього згоряння та газотурбінних двигунів транспортних засобів. Встановлено, що серед відомих систем запуску первинних двигунів електричні системи запуску, завдяки високій надійності і зручності керування, отримали широке розповсюдження. Наразі вони є найбільш часто вживаними, хоча і поступаються повітряним по масогабаритним показникам. Це підтверджується прагненням останніх років відмовитися від пневматичних систем запуску на користь електричних (турбовентиляторні двигуни Rolls-Royce Trent 1000 та GEnx для літаків Boeing 787 Dreamliner), створенням повністю електрифікованих літаків (MC-21) та літаків на електричній тязі (VoltAir, E-Fan, Long-ESA, Yuneec E430, Elektra One та ін.). Все більша електрифікація систем електроживлення транспортних засобів призводить до зростання потужності, ускладнення електричних мереж, збільшення маси проводів. Ця проблема може бути вирішена за рахунок підвищення напруги – так в авіації останніх років в системі постійного струму окрім загальноприйнятої 28 В використовується напруга 270 В. Подальший розвиток таких систем створює сприятливі умови для використання стартер-генераторів на основі електричних машин, що живляться від джерел постійної напруги, до яких відносяться і вентильно-індукторні машини.

Частіше за все пуско-генераторна установка транспортних засобів складається з двох незалежних пристроїв – генератора і стартера. Використання стартер-генераторів дає значну економію в масі пускових пристроїв, так як одна електрична машина виконує функції двигуна і генератора. Стартер-генератори в основному використовуються в допоміжних силових установках транспортних засобів, пуско-генераторних установках газотурбінних двигунів літаків, поршневих двигунів внутрішнього згоряння наземного транспорту, тощо. На цих об'єктах в якості стартер-генератора широко використовуються машини постійного струму. При цьому наявність колектора в таких машинах знижує їх експлуатаційну надійність, а складність технології виготовлення збільшує вартість.

Доцільність використання вентильно-індукторних машин в якості стартер-генераторів для систем запуску приводних двигунів ґрунтується на їх відомих перевагах: більш проста і надійна конструкція, ККД більший за ККД машин постійного струму або асинхронних машин тієї ж потужності.

Аналіз наукових робіт, які присвячені дослідженню вентильно-індукторних машин, показав, що вентильно-індукторні машини розглядались в якості стартер-генератора, проте їх робота в складі автономних енергоустановок при живленні від акумуляторної батареї, їх енергетичні показники при пуску не досліджувались. Відомо мало робіт присвячених дослідженню вентильно-індукторних машин в режимі генератора, більшість із них мають поверхневий характер, не відомі дослідження процесів збудження, перехідних процесів при зміні навантаження та показників якості електричної енергії. В результаті аналізу відомих наукових робіт обґрунтовано актуальність напрямку досліджень, який полягає в розвитку теорії вентильно-індукторних стартер-генераторів шляхом визначення характеру протікання електромеханічних процесів, та впливу на їх енергоефективність параметрів та принципів керування в стартерному і генераторному режимах.

В результаті проведеного аналізу математичних та імітаційних моделей для дослідження процесів в вентильно-індукторних машинах встановлено, що для врахування нелінійності магнітної системи, підтримання високої точності та

швидкості розрахунків варто комбінувати польові математичні моделі з диференційними рівняннями теорії електричних кіл.

Розроблено математичну модель вентильно-індукторного стартер-генератора, що складається з моделей індукторної машини, вентильного перетворювача, елементів кола постійного струму, системи керування та умов переходу із стартерного режиму в генераторний і навпаки. Математична модель індукторної машини представлена рівняннями контурів статора, електромагнітного моменту, руху та кута повороту ротора. Вона враховує нелінійність магнітної системи, за рахунок використання залежності індуктивності від фазного струму та кута повороту, яка отримана із розрахунку машини польовими методами, втрати в сталі і механічні втрати. Математична модель системи керування складається із виразів, котрі визначають керуючі сигнали, за якими встановлюється стан напівпровідникових елементів вентильного перетворювача. Математична модель вентильного перетворювача складається з рівнянь зв'язку струмів та напруг.

Отримав подальший розвиток науковий підхід до врахування магнітних втрат електричних машин з використанням активного опору, струм якого визначається величиною потужності втрат та напругою вентильно-індукторної машини відповідно запропонованим логічним виразами.

Розроблено алгоритми розрахунку процесів вентильно-індукторних машин в генераторному та стартерному режимах. На основі рівнянь математичної моделі та алгоритмів розрахунку в середовищі Matlab Simulink створено імітаційну модель вентильно-індукторного стартер-генератора.

Математична та імітаційна моделі враховують характер навантаження компресора газотурбінного двигуна, параметри акумуляторної батареї та дозволяють розраховувати перехідні та квазіусталені процеси вентильно-індукторного стартер-генератора, реалізовувати різноманітні алгоритми керування як в стартерному, так і в генераторному режимах.

Вперше за допомогою запропонованої математичної моделі науково обгрунтовано вплив параметрів вентильно-індукторного стартер-генератора, акумуляторної батареї і обмеження фазного струму на енергетичні показники

стартерного режиму та встановлено, що вибір акумуляторної батареї з внутрішнім опором $(1/2 \dots 1/8)R_{AB(ном)}$, коефіцієнта широтно-імпульсного регулювання фазної напруги в межах $0,7 \dots 0,9$ або обмеження фазного струму на рівні $(1,2 \dots 5)i_{f(max)(ном)}$ дає змогу формувати перехідні електромагнітні процеси і знизити споживання енергії від акумуляторної батареї відповідно на $1 \dots 5 \%$, $3 \dots 11 \%$ та $5 \dots 21 \%$, відносно номінальних значень і підвищити енергоефективність стартерного режиму.

Розроблено рекомендації щодо принципів керування ВІСтГ в стартерному режимі, які дозволяють зменшити тривалість пускових процесів, витрати енергії акумуляторної батареї та знизити різкі стрибки фазних струмів та струмів акумуляторної батареї.

Вперше науково обгрунтовано вплив параметрів і обмеження фазного струму на квазіусталені та перехідні процеси генераторного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора та встановлено, що збільшення рівня обмеження фазного струму від значення, що відповідає холостому ходу генератора, на один порядок дозволяє знизити тривалість збудження на два порядки, а зменшення ємності конденсатора в колі постійного струму від $2C_{min}$ до $0,05C_{min}$, вибір акумуляторної батареї з електрорушійною силою $(1/2 \dots 1/4)E_{AB(ном)}$ або з внутрішнім опором $(2 \dots 8)R_{AB(ном)}$ забезпечує зниження витрат енергії акумуляторної батареї при збудженні відповідно в $2,2 \dots 57,9$, $4,3 \dots 19,2$ та $1,1 \dots 1,6$ рази відносно номінальних значень. Обгрунтовано мінімальну величину ємності конденсатора C_{min} в колі постійного струму, яка забезпечує відповідність якості вихідної напруги генератора стандартам.

Розроблено принципи регулювання вихідної напруги вентильно-індукторного стартер-генератора в генераторному режимі при збудженні і зміні навантаження, які забезпечили відхилення рівня вихідної напруги не більше $1 \dots 2 \%$ від номінального її значення для всього діапазону навантажень та дозволили досягти зменшення тривалості перехідних процесів.

Розроблено дослідний експериментальний зразок вентильно-індукторного стартер-генератора та проведено його експериментальні дослідження в стартерному та генераторному режимах. Представлено структурні схеми системи керування та наведено відповідні алгоритми.

Підтверджено, що в стартерному режимі застосування обмеження фазного струму дозволяє сформувати перехідний процес таким чином коли фазні струми безпечні для транзисторів напівпровідникового перетворювача. Крім цього можливе регулювання часу розгону стартера до заданої частоти обертання.

Підтверджена відповідність динамічних і статичних показників якості генерованої енергії вентильно-індукторного стартер-генератора відповідним стандартам: перехідне відхилення при накиданні/скиданні номінального навантаження становить $\delta U = 2,4/6,85 \%$, час відновлення напруги $0,2/0,15$ с, статичне відхилення напруги складає $1 \dots 2 \%$.

Проведено порівняльний аналіз результатів чисельних та експериментальних досліджень та встановлено адекватність математичного моделювання вентильно-індукторного стартер-генератора. Розрахункові осцилограми фазних струмів і напруг вентильно-індукторного стартер-генератора якісно повторюють експериментальні, їх кількісні відхилення не перевищують 8% .

Результати досліджень експериментального зразка продемонстрували, що ефективність запропонованих підходів до формування пускових процесів та принцип стабілізації вихідної напруги регулюванням рівня обмеження фазного струму підтверджуються на практиці.

Таким чином, в роботі вирішено важливе наукове завдання розроблення математичної моделі для аналізу режимів, визначення принципів формування характеру протікання перехідних і квазіусталених процесів вентильно-індукторних стартер-генераторів з врахуванням параметрів електромеханічних перетворювачів, спрямованих на підвищення їх енергоефективності.

Викладені положення дозволили розвинути теорію вентильно-індукторних машин за рахунок розробки математичної моделі, визначення характеру протікання перехідних і квазіусталених процесів та принципів їх формування з врахуванням параметрів і алгоритмів керування в режимах двигуна і генератора, для вдосконалення систем керування та підвищення енергоефективності вентильно-індукторних стартер-генераторів.

Теоретичні положення, математична і імітаційна моделі, алгоритми розрахунку і принципи керування вентиляно-індукторних машин впроваджені в навчальний процес кафедри електротехніки та електроприводу Київського національного університету будівництва і архітектури та кафедри електромеханічного обладнання енергоємних підприємств Інституту енергозбереження і енергоменеджменту Національного технічного університету України «Київський Політехнічний Інститут» імені Ігоря Сікорського та використовуються при виборі тем дипломних проектів і магістерських робіт та їх виконанні.

Ключові слова: електромеханічне перетворення енергії, вентиляно-індукторна машина, вентиляний перетворювач, акумуляторна батарея, система керування, стартер-генератор, математична модель, імітаційна модель, перехідний процес, гармонічний склад, якість електроенергії, енергоефективність, експериментальні дослідження.

Список публікацій здобувача

1. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Шихненко М.О. Моделювання режимів та регулювання частоти обертання вентиляно-індукторного двигуна з перетворювачем із С–скиданням і коливальним поверненням енергії при зміні кутів комутації. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2016. № 2 (1194). С. 64–69 (Особистий внесок – проведення експериментальних досліджень та їх порівняння з результатами математичного моделювання BIM).
2. Мазуренко Л.І., Шихненко М.О., Джура О.В., Білик О.А. Процеси збудження від акумуляторної батареї та вплив параметрів на робочі характеристики вентиляно-індукторного генератора. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х. : НТУ «ХПІ», 2019. № 1 (1225). С. 116–120 (Особистий внесок – дослідження та аналіз процесів збудження вентиляно-індукторного генератора).
3. Шихненко М.О., Мазуренко Л.І., Джура О.В., Білик О.А. Перехідні процеси та якість електроенергії автономного вентиляно-індукторного генератора.

Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-виробничий журнал. Кременчук: КрНУ, 2019. Вип. 1/2019 (45). С. 57–63 (Особистий внесок – дослідження та аналіз перехідних процесів за зміни навантаження і якості електроенергії ВІГ).

4. Bibik O.V., Mazurenko L.I., Shykhnenko M.O. Formation of characteristics of operating modes of switched reluctance motors with periodic load. *Electrical engineering & electromechanics*. 2019. No. 4. P. 12–16 (Особистий внесок – формування енергоефективних режимів вентильно-індукторного двигуна за зміни кутів комутації, уточнення математичної моделі за рахунок використання нелінійних залежностей часткової похідної фазної індуктивності за кутом повороту ротора для визначення електромагнітного моменту фази).

5. Мазуренко Л.І., Гребеніков В.В., Джура О.В., Бібик О.В., Гамалія Р.В., Шихненко М.О. Електромеханічні перетворювачі енергії для систем електрогенерації та електропривода. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2019. Вип. 54. С. 64–74 (Особистий внесок – розрахункові дослідження та синтез алгоритму формування механічної характеристики вентильно-індукторного двигуна).

6. Мазуренко Л.І., Шихненко М.О., Джура О.В., Білик О.А. Дослідження стартерного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2020. № 3 (1357). С. 97–100 (Особистий внесок – розрахункові дослідження процесів ВІСтГ в стартерному режимі при живленні від АБ за зміни параметрів, аналіз результатів).

7. Мазуренко Л.І., Джура О.В., Шихненко М.О., Білик О.А. Технічна реалізація та дослідження експериментального зразка вентильно-індукторного стартер-генератора. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2020. Вип. 55. С. 72–77 (Особистий внесок – експериментальні дослідження ВІСтГ при регулюванні рівня фазного струму, дослідження робочих характеристик, визначення показників якості електроенергії, аналіз результатів).

8. Мазуренко Л.І., Бібик О.В., Білик О.А., Шихненко М.О., Клименко В.Г. Спосіб стабілізації частоти обертання вала вентильно-індукторного двигуна: пат на корисну

модель UA 107247 України: МПК H02P 6/08, H02P 8/12, H02K19/06. № у 2015 12131; заявл. 07.12.2015; опубл. 25.05.2016, Бюл. № 10 (Особистий внесок – запропоновано датчик положення ротора виставляти з максимально можливим випередженням формування сигналу подачі напруги на фазу двигуна, забезпечуючи максимально можливу частоту обертання).

9. Shykhnenko M.O., Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Bilyk O.A. Mathematical Model, Research and Improvement of the Switched Reluctance Generator Voltage Stabilization Methods. *IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute” (Kharkiv). 2018. P. 338–342.

10. Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Bilyk A.A., Shihnenko M.O. Switched reluctance generator control system. *XXIV International Conference on Automated Control*. National university of life and environmental sciences of Ukraine, Kiev, September 13–15, 2017 p. K., 2017. P. 38–39.

11. Mazurenko L.I., Shykhnenko M.O. Switched Reluctance Machines. *International scientific-practical conference of young scientists «BUILD-MASTER-CLASS-2017»*. Kyiv National University of Construction and Architecture (Kyiv). 2017. P. 249–250.

ANNOTATION

Shykhnenko M.O. Starter-generator of increased energy efficiency based on a switched reluctance machine. – Manuscript.

The thesis on receipt of scientific degree of candidate of technical sciences in the specialty 05.09.01 «Electrical machines and apparatus». – Institute of electrodynamics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, 2021.

The dissertation work is devoted to the development of mathematical model, calculation algorithms, control systems, analysis of transient and quasi-steady processes and the development of principles of their formation to increase the energy efficiency of starter-generators based on switched reluctance machines.

The work analyzes the vehicle starting systems for internal combustion engines and gas turbine engines. It is found, that among the known prime mover starting systems, electric starting systems, due to their high reliability and ease of control, have become widespread. Now they are the most commonly used, although they are inferior to air ones in terms of weight and overall dimensions. This is confirmed by the desire in recent years to abandon pneumatic starting systems in favor of electric (turbofan engines Rolls-Royce Trent 1000 and GEnx for Boeing 787 Dreamliner), the creation of fully electrified aircraft (MC-21) and electric traction aircraft (VoltAir, E-Fan, Long-ESA, Yuneec E430, Elektra One, etc.). The increasing electrification of vehicle power supply systems leads to an increase in power, complications of electrical networks, an increase in the wire weights. This problem can be solved by increasing the voltage – in the aviation of recent years, in addition to the generally accepted 28 V, a 270 V voltage is used in the DC system. Further development of such systems creates favorable conditions for the use of starter-generators based on electric machines powered by DC voltage sources, which include switched reluctance machine.

Most often, the vehicle starting-generator set consists of two independent devices – a generator and a starter. The use of starter-generators gives a significant savings in starting devices weight, since one electric machine performs the engine and the generator functions. Starter-generators are mainly used in vehicles auxillary power units, starting-generator set of aircraft gas turbine engine, internal combustion engines of land vehicles,

etc. DC machines are widely used in these facilities as a starter generator. At the same time, the presence of collector in such machines reduces their operational reliability, and the complexity of the manufacturing technology increases the cost.

The feasibility of using switched reluctance machine as starter-generators to start the drive motor systems based on their known benefits: simplicity and reliability of design, higher efficiency than DC machines or asynchronous machines of the same power.

The analysis of scientific works devoted to the study of switched reluctance machines showed that the switched reluctance machines were considered as a starter-generator, however, their work as part of autonomous power plants powered by battery, their energy performance at starting was not investigated. There are few known works devoted to the study of switched reluctance machines in the generator mode, most of them are superficial, studies of excitation processes, transient processes when changing the load and electrical energy quality indicators are unknown. As a result of the analysis of well-known scientific works, the research direction relevance is substantiated, which consists in the development of switched reluctance starter-generators theory by determining the electromechanical processes nature, and the influence on their energy efficiency parameters and control principles in the starter and generator modes.

As a result of the analysis of mathematical and simulation models for the switched reluctance machine processes study, it was found that to take into account the magnetic system nonlinearity, maintain high accuracy and speed of calculations, field mathematical models should be combined with differential equations of the electrical circuits theory.

A switched reluctance starter-generator mathematical model has been developed, consisting of a models of reluctance machine, semiconductor converter, DC circuit elements, control system and transition conditions from starter to generator mode and vice versa. Reluctance machine mathematical model are perresented the stator circuit equations, electromagnetic torque, motion and rotor angle equations. It takes into account losses in steel, mechanical losses and the magnetic system nonlinearity, by using the inductance dependence on phase current and rotor angle, obtained from the machine calculation by field methods. The control system mathematical model consists of expressions that determine the control signals by which the semiconductor converter elements state is established. The

semiconductor converter mathematical model consists of the coupling equations of currents and voltages.

The scientific approach to accounting the magnetic losses of electrical machines using an active resistance, the current of which is determined by the magnitude of power losses and switched reluctance machine voltage in accordance with the proposed logical expressions, has been further developed.

Algorithms for calculating the processes of switched reluctance machine in generator and starter modes have been developed. Based on the mathematical model equations and calculation algorithms a switched reluctance starter-generator simulation model was created in the Matlab Simulink.

The mathematical and simulation models take into account the load nature of gas turbine engine compressor, the battery parameters and allow calculating the transient and quasi-steady processes of the switched reluctance starter-generator, implementing various control algorithms both in the starter and generator modes.

For the first time, with the proposed mathematical model help, scientifically found the influence of the parameters of switched reluctance starter-generator, battery and current limitation on the energy indicators of the starter mode. It was found that the choice of a battery with internal resistance $(1/2...1/8) R_{AB(nom)}$, a phase voltage pulse-width regulation coefficient in the range of 0.7...0.9 or the phase current limitation at the level of $(1,2...5) i_{ph(max)(nom)}$ allows to form the transient electromagnetic processes and reduce energy consumption from the battery, respectively by 1...5 %, 3...11 % and 5...21 %, relative to the nominal values, and increase the starter mode energy efficiency.

Recommendations for the principles of switched reluctance starter-generator control in the starter mode were developed, which provide the reduction of starting processes duration, the energy consumption from the battery, the phase and the battery currents reduce.

For the first time, scientifically found the influence of the parameters and current limitation on quasi-steady and transient processes of the of switched reluctance starter-generator in generator mode. It was found that an increase in the phase current limitation level from the value corresponding to the generator idle by one order of magnitude allows to reduct the excitation duration by two orders of magnitude. The decrease of the DC circuit

capacitance from $2C_{min}$ to $0.05C_{min}$, the choice of a battery with an electromotive force $(1/2...1/4)E_{AB(nom)}$ or with an internal resistance $(2...8)R_{AB(nom)}$ provides the decrease of energy consumption from the battery during excitation by 2.2...57.9, 4.3...19.2 and 1.1...1.6 times, respectively, relative to the nominal values. It was found the minimum value of capacitance C_{min} of the DC circuit capacitor, which ensures the accordance of the generator output voltage quality to the standards.

The principles of the output voltage regulation in generator mode of the switched reluctance starter-generator with excitation and load changes, which provided the deviation of output voltage up to 1...2% of the nominal value for the entire load range and allowed to reach the reduction of transient's duration.

An experimental sample of switched reluctance starter-generator was developed and its experimental studies in starter and generator modes were carried out. The control system block diagrams are presented and the corresponding algorithms are given.

It is confirmed that in the starter mode, the application of phase current limitation makes it possible to form a transient process in such a way when the phase currents are safe for the transistors of the semiconductor converter. In addition, it is possible to adjust the starter acceleration time to the reference speed.

Confirmed the accordance of dynamic and static quality indicators of the switched reluctance starter-generator generated energy to the corresponding standards: the transient deviation when leaping/dropping the rated load is $\delta U=2.4/6.85$ %, the voltage recovery time is 0.2/0.15 s, static voltage deviation is 1 ... 2 %.

A comparative analysis of the results of numerous and experimental studies has been carried out and the adequacy of the switched reluctance starter-generator mathematical modeling has been established. The calculated oscillograms of the switched reluctance starter-generator phase currents and voltages qualitatively repeat the experimental ones, their quantitative deviations do not exceed 8%.

The results of experimental sample studies showed that the effectiveness of proposed approaches to starting processes formation and the principle of stabilizing the output voltage by adjusting the phase current limitation level are confirmed in practice.

Thus, the important scientific task has been solved in the work: the developing a mathematical model for analyzing modes, the determining principles of forming the nature of transient and quasi-steady processes of switched reluctance starter-generators taking into account the parameters of electromechanical converters, aimed to improving their energy efficiency.

The explicated foundations allow to develop the theory of switched reluctance machines by developing a mathematical model, determining the nature of transient and quasi-steady processes and the principles of their formation, taking into account the parameters and control algorithms in motor and generator modes, and to improve the energy efficiency of switched reluctance starter-generators.

Theoretical provisions, mathematical and simulation models, calculation algorithms and principles of control of the switched reluctance machines are introduced into the educational process of the Department of Electrical Engineering and Electric Drive of the Kiev National University of Construction and Architecture and the Department of Electromechanical Equipment for Energy-Consumption Industries of the Institute of Energy Saving and Energy Management of the National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute" and are used in the selection of topics for diploma projects and master's theses and their execution.

Key words: electromechanical energy conversion, switched reluctance machine, control system, starter-generator, mathematical model, harmonic composition, power quality, energy efficiency.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ	18	
ВСТУП	19	
РОЗДІЛ 1	ЗАГАЛЬНА ХАРАКТЕРИСТИКА СИСТЕМ ЗАПУСКУ ПРИВОДНИХ ДВИГУНІВ ТА СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРІВ	25
1.1	Системи запуску газотурбінних двигунів	25
1.1.1	Турбокомпресорна система запуску	26
1.1.2	Повітряна система запуску	27
1.1.3	Електрична система запуску	28
1.2	Бортові системи електроживлення повітряного судна	30
1.3	Електричні стартери, генератори і стартер-генератори на транспортних об'єктах	33
1.3.1	Електричні стартери та генератори	33
1.3.2	Авіаційні стартер-генератори на основі машини постійного струму	36
1.3.3	Асинхронні стартер-генератори	38
1.3.4	Стартер-генератори на базі вентильно-індукторної машини	39
1.4	Аналіз математичних моделей і результатів дослідження вентильно-індукторних машин	42
1.5	Висновки до розділу 1	46
РОЗДІЛ 2	МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА	47
2.1	Математичні моделі вентильно-індукторного стартер- генератора в генераторному режимі	47
2.1.1	Математична модель безпосередньо індукторної машини	48
2.1.2	Математична модель вентильного перетворювача системи керування і елементів кола постійного струму	52
2.2	Математична модель вентильно-індукторного стартер- генератора в стартерному режимі	55
2.2.1	Диференціальне рівняння руху	57

	2.2.2 Характеристики акумуляторної батареї	60
	2.3 Розрахунок геометричної конфігурації та параметрів вентильно-індукторної машини	62
	2.4 Розрахунок втрат вентильно-індукторної машини	63
	2.5 Алгоритми розрахунку режимів роботи вентильно- індукторного стартер-генератора	68
	2.5.1 Алгоритм розрахунку процесів вентильно-індукторного стартер-генератора за повною математичною моделлю	68
	2.5.2 Алгоритм розрахунку процесів вентильно-індукторного стартер-генератора за спрощеною математичною моделлю	73
	2.6 Висновки до розділу 2	78
РОЗДІЛ 3	СТАРТЕРНИЙ РЕЖИМ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА	79
	3.1 Дослідження пусків вентильно-індукторного стартер- генератора від акумуляторної батареї без обмеження фазного струму	82
	3.2 Дослідження пусків вентильно-індукторного стартер- генератора від акумуляторної батареї при обмеженні фазного струму	102
	3.3 Висновки до розділу 3	117
РОЗДІЛ 4	ГЕНЕРАТОРНИЙ РЕЖИМ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА	120
	4.1 Підходи до стабілізації вихідної напруги вентильно- індукторного стартер-генератора	120
	4.2 Перехідні процеси та якість електроенергії автономного вентильно-індукторного стартер- генератора	127
	4.2.1 Процеси збудження вентильно-індукторного стартер- генератора від акумуляторної батареї	128
	4.2.2 Аналіз перехідних процесів вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні навантаження	133

4.2.3	Гармонічний склад вихідної напруги вентильно-індукторного стартер-генератора	138
4.3	Перехідні процеси автономного вентильно-індукторного генератора підвищеної напруги	140
4.4	Висновки до розділу 4	150
РОЗДІЛ 5	ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА	152
5.1	Експериментальний зразок вентильно-індукторного стартер-генератора	152
5.2	Результати експериментальних досліджень генераторного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора	161
5.3	Результати експериментальних досліджень стартерного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора	166
5.4	Висновки до розділу 5	169
	ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ	171
	СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	174
ДОДАТОК А	Список публікацій здобувача та відомості про апробацію результатів роботи	187
ДОДАТОК Б	Акти впровадження результатів дисертаційної роботи	190
ДОДАТОК В	Розрахунок геометричної конфігурації та магнітного поля вентильно-індукторної машини	193
ДОДАТОК Г	Втрати в електричній машині	197
ДОДАТОК Д	Імітаційні моделі вентильно-індукторного стартер-генератора	201

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

АБ – акумуляторна батарея;

ВІГ – вентильно-індукторний генератор;

ВІМ – вентильно-індукторна машина;

ВІСтГ – вентильно-індукторний стартер-генератор;

ВП – вентильний перетворювач;

ГТД – газотурбінний двигун;

ДСУ – допоміжна силова установка;

ДПР – датчик положення ротора;

ІМ – індукторна машина;

СК – система керування;

ШІР – широтно-імпульсне регулювання.

ВСТУП

Обґрунтування вибору теми дослідження. Електрична машина на сучасних транспортних об'єктах може працювати як в режимі двигуна, так і генератора. В режимі двигуна здійснюється розгін машини з первинним двигуном (газотурбінний двигун, тощо) до заданої частоти обертання, тобто вона працює стартером. Після подачі робочого тіла в первинний двигун і відключенні живлення електрична машина переходить в генераторний режим і працює на мережу транспортного об'єкта. Такі електричні машини відносять до класу стартер-генераторів.

Використання стартер-генераторів дає значну економію в масі пускових пристроїв, так як одна електрична машина виконує функції двигуна і генератора.

Широко використовуються на транспортних об'єктах в якості стартер-генератора машини постійного струму. Це пояснюється простотою регулювання частоти їх обертання в режимі стартера зміною напруги живлення відповідно вимогам до запуску первинних двигунів. Такі стартер-генератори, як і всі машини постійного струму, мають складні конструкцію, і відповідно технологію виготовлення, колекторну систему, що знижує їх експлуатаційну надійність.

На сучасних транспортних об'єктах доцільно використання асинхронних вентильних стартер-генераторів. В стартерному режимі асинхронна машина отримує живлення від акумуляторної батареї (АБ) через напівпровідниковий перетворювач, що працює в режимі автономного інвертора напруги. В генераторному режимі машини перетворювач забезпечує її реактивною потужністю і одночасно працює як випрямляч.

Стартер-генератор також може бути виконаний на базі вентильно-індукторної машини (ВІМ). Перспективність використання ВІМ в якості стартер-генераторів ґрунтується на їх відомих перевагах. Вентильно-індукторна машина представляє собою органічне поєднання індукторної машини та напівпровідникового комутатора. Індукторна машина має більш просту і надійну конструкцію ніж синхронна і асинхронна машини (безобмотковий ротор, зосереджені обмотки на полюсах статора). ККД цієї машини більший ніж ККД асинхронної машини тієї ж потужності.

Питаннями дослідження ВІМ займалися відомі вітчизняні та зарубіжні вчені: Бібік О.В., Бычков М.Г., Голландцев Ю.А., Ильинский Н.Ф., Коломейцев Л.Ф., Красовский А.Б., Кузнецов В.А., Мазуренко Л.І., Николаев В.В., Попов А.Н., Римша В.В., Сінчук О.М., Ткачук В.І., Фисенко В.Г., Kjaer P.C., Krishnan R., Lawrenson P.J., MacMinn S.R., Miller T.J.E., Radun A.V., Stephenson J.M. та ін.

Відомі наукові роботи в яких розглядаються ВІМ в якості стартер-генератора. Однак в цих роботах на недостатньому рівні висвітлені питання, що стосуються характеру протікання електромеханічних процесів в таких стартер-генераторах та впливу на їх енергоефективність параметрів та особливостей керування в стартерному і генераторному режимах. Тому задача, що вирішується в дисертаційній роботі, є актуальною.

Для дослідження вентильно-індукторних стартер-генераторів (ВІСтГ) необхідно розробити ефективні математичні та імітаційні моделі, сформулювати підходи до керування, щоб забезпечити необхідні їх статичні і динамічні показники.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дослідження за темою дисертаційної роботи виконувались в Інституті електродинаміки НАН України відповідно до планів досліджень НАН України за темами: «Розробка засобів покращення технічних характеристик електроенергетичного обладнання на основі оптимізації електромеханічних, електромагнітних і теплових процесів» (шифр «Об'єкт-2», № ДР 0112U008207); «Провести дослідження та розробити технічні рішення для підвищення надійності електромеханічного обладнання електричних станцій» (шифр «Агрегат», № ДР 0115U004399); «Створення науково-технічних основ інтелектуалізації технологічних процесів та засобів вимірювання, керування, моніторингу і діагностування в електроенергетичних та електротехнічних системах» (шифр «ІНТЕХЕН», № ДР 0118U005367); «Розвиток теорії, розроблення методів інтелектуалізації технологічних процесів та засобів керування, моніторингу, діагностування і вимірювання в електроенергетичних та електротехнічних системах» (шифр «ІНТЕХЕН-2», № ДР 0118U005367).

Мета і завдання дослідження. Метою дисертаційної роботи є розроблення математичної моделі для аналізу режимів і обґрунтування принципів формування

перехідних і квазіусталених електромагнітних процесів вентильно-індукторних стартер-генераторів для підвищення їх енергоефективності.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі основні завдання:

- проаналізувати системи запуску двигунів та електроживлення на об'єктах, де вони встановлюються, з метою визначення необхідних критеріїв щодо стартер-генераторів та їх сучасного стану на транспортних засобах;
- провести аналіз робіт, пов'язаних з розробкою і дослідженням ВІСтГ;
- розробити математичну та імітаційну моделі ВІМ в якості стартер-генератора з врахуванням особливостей роботи з АБ і змінним навантаженням для дослідження електромеханічних процесів, аналізу ефективності та відповідності показників якості енергії встановленим стандартам;
- визначити характер протікання електромеханічних процесів ВІСтГ;
- розробити принципи регулювання вихідної напруги ВІСтГ в генераторному режимі;
- розробити алгоритми керування ВІСтГ в стартерному режимі, що забезпечують підвищення енергоефективності пускових процесів;
- розробити та створити експериментальний зразок ВІСтГ;
- провести експериментальні дослідження ВІСтГ для підтвердження адекватності розроблених математичної та імітаційної моделей.

Об'єкт дослідження: перехідні та квазіусталені процеси вентильно-індукторних стартер-генераторів.

Предмет дослідження: математична модель та принципи формування перехідних і квазіусталених електромагнітних процесів в вентильно-індукторних стартер-генераторах.

Методи дослідження. Вирішення поставлених у дисертаційній роботі задач ґрунтується на математичному, імітаційному і фізичному моделюванні, методах скінченних елементів, апроксимації залежностей індуктивності, комутаційних функцій перемикавання, розкладання періодичних сигналів в ряд Фур'є, чисельних методах обробки результатів.

Наукова новизна отриманих результатів.

1. Розвинуто теорію електромеханічних перетворювачів енергії в напрямку вентильно-індукторних машин шляхом наукового обґрунтування принципів формування перехідних і квазіусталених електромагнітних процесів за зміни параметрів і алгоритмів керування в режимах двигуна і генератора, що забезпечило вдосконалення їх систем керування та підвищення енергоефективності.

2. Вдосконалено математичну модель вентильно-індукторного стартер-генератора, що базується на диференційних і алгебраїчних рівняннях контурів статора, електромагнітного моменту, руху, залежностях індуктивності від кута повороту ротора та струму фази, в якій додатково використовуються розроблені логічні вирази для визначення стану напівпровідникових елементів вентильного перетворювача та рівняння зв'язку між цим перетворювачем, індукторною машиною та елементами кола постійного струму та враховуються втрати в сталі і механічні втрати, що дало змогу дослідити особливості квазіусталених і перехідних процесів як в стартерному так і в генераторному режимах.

3. Вперше за допомогою запропонованої математичної моделі науково обґрунтовано вплив параметрів вентильно-індукторного стартер-генератора, акумуляторної батареї і обмеження фазного струму на енергетичні показники стартерного режиму та встановлено, що вибір акумуляторної батареї з внутрішнім опором $(1/2 \dots 1/8)R_{AB(ном)}$, коефіцієнта широтно-імпульсного регулювання фазної напруги в межах $0,7 \dots 0,9$ або обмеження фазного струму на рівні $(1,2 \dots 5)i_{\phi(max)(ном)}$ дає змогу формувати перехідні електромагнітні процеси і знизити споживання енергії від акумуляторної батареї відповідно на $1 \dots 5 \%$, $3 \dots 11 \%$ та $5 \dots 21 \%$, відносно номінальних значень і підвищити енергоефективність стартерного режиму.

4. Вперше науково обґрунтовано вплив параметрів і обмеження рівня фазного струму на квазіусталені та перехідні процеси генераторного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора та встановлено, що збільшення рівня обмеження фазного струму від значення, що відповідає холостому ходу генератора, на один порядок дозволяє знизити тривалість збудження на два порядки, а зменшення ємності конденсатора в колі постійного струму від $2C_{min}$ до $0,05C_{min}$, вибір акумуляторної

батареї з електрорушійною силою $(1/2...1/4)E_{AB(ном)}$ або з внутрішнім опором $(2...8)R_{AB(ном)}$ забезпечує зниження витрат енергії акумуляторної батареї при збудженні відповідно в 2,2...57,9, 4,3...19,2 та 1,1...1,6 рази відносно номінальних значень. Обґрунтовано мінімальну величину ємності конденсатора C_{min} в колі постійного струму, яка забезпечує відповідність якості вихідної напруги генератора стандартам.

Практичне значення отриманих результатів.

1. Розроблено імітаційні моделі ВІСтГ, які враховують нелінійність магнітної системи, дискретність роботи вентильного перетворювача (ВП), механічні втрати, втрати в сталі і обмотках, особливість навантаження первинного двигуна та параметри акумуляторної батареї.

2. Розроблено рекомендації щодо принципів керування ВІСтГ в стартерному режимі, що дозволило забезпечити необхідні тривалість пускових процесів, витрати енергії АБ та знизити різкі стрибки фазних струмів та струмів АБ.

3. Розроблено рекомендації щодо керування ВІСтГ в генераторному режимі при збудженні і зміні навантаження, які забезпечили відхилення рівня вихідної напруги не більше 1...2 % від номінального її значення для всього діапазону навантажень та дозволили досягти зменшення тривалості перехідних процесів.

4. Розроблено дослідний експериментальний зразок ВІСтГ та проведено його експериментальні дослідження в стартерному та генераторному режимах. Отримані робочі характеристики ВІСтГ в генераторному режимі підтверджують ефективність запропонованих принципів регулювання його вихідної напруги зміною максимального значення фазного струму.

5. Результати дисертаційної роботи впроваджені в навчальний процес кафедри електротехніки та електроприводу Київського національного університету будівництва і архітектури та кафедри електромеханічного обладнання енергоємних підприємств Національного технічного університету України «Київський Політехнічний Інститут» імені Ігоря Сікорського.

Особистий внесок здобувача. Усі наукові положення та результати, що виносяться на захист, отримані автором особисто на основі самостійних досліджень,

узагальнень і висновків. У дисертації не використовувались ідеї і розробки, що належать співавторам, з якими є спільно опубліковані наукові праці.

Співавторами наукових праць є науковий керівник та науковці, спільно з якими проведені дослідження, а саме: Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Джура О.В., Клименко В.Г., Гамалія Р.В., Гребеніков В.В. У наукових працях, опублікованих у співавторстві, дисертанту належить фактичний матеріал і основний творчий доробок. Співавторами наукових праць дисертанта захищені такі дисертації: Бібік О.В. «Розвиток теорії та розроблення засобів підвищення енергоефективності вентильно-індукторних і асинхронних двигунів зі змінним навантаженням», Київ, 2020. 347 с.

Постановка мети та завдань, обговорення результатів проведені разом з науковим керівником.

Апробація результатів дисертації. Основні положення дисертаційної роботи і результати досліджень доповідалися на 3-х міжнародних конференціях, а саме: XXIV Міжнародна конференція з автоматичного управління – Автоматика–2017 (м. Київ, 2017 р.); Міжнародна науково-практична конференція молодих вчених – БУД-МАЙСТЕР-КЛАС-2017 (м. Київ, 2017 р.); IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems – IEPS (м. Харків, 2018 р.).

Структура та обсяг дисертаційної роботи. Дисертаційна робота викладена на 205 сторінках машинописного тексту, складається зі вступу, 5 розділів, загальних висновків, списку використаних джерел та 5 додатків. Обсяг основного тексту дисертації складає 166 сторінок друкованого тексту. Робота ілюстрована 5 таблицями та 94 рисунками. Список використаних джерел містить 117 найменувань, з них 55 кирилицею та 62 латиницею.

РОЗДІЛ 1

ЗАГАЛЬНА ХАРАКТЕРИСТИКА СИСТЕМ ЗАПУСКУ ПРИВОДНИХ ДВИГУНІВ ТА СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРІВ

Система керування запуском і розпалюванням газотурбінного двигуна (ГТД) являється невід'ємною його складовою та служить для забезпечення його переходу з неробочого стану в усталений режим малого газу, коли забезпечується стійке безперервне горіння паливноповітряної суміші в камері згоряння. Цей режим характеризується найменшими обертами турбіни, при яких вона може стійко працювати на протязі тривалого часу [1].

Для запуску ГТД перш за все необхідно за допомогою зовнішнього джерела енергії розкрутити вал турбіни компресора до певних обертів, щоб компресор почав подавати в камеру згоряння необхідну кількість паливно-повітряної суміші, яка підпалюється. З останнім завданням справляються свічки запалювання (часто встановлені на спеціальних пускових форсунках), а розкрутка виконується стартером [1].

При цьому, з метою забезпечення стійкості протікання процедури запуску та для запобігання механічних і теплових перевантажень елементів двигуна, цей процес максимально автоматизується. Процес розкрутки, подача палива і його запалення регламентується спеціальними програмними пристроями за часом і по частоті обертання компресора.

1.1 Системи запуску газотурбінних двигунів

Пускова система ГТД складається з пускового пристрою (стартера), агрегатів подачі палива, системи запалювання і апаратури програмного керування. Найбільш часто для запуску ГТД застосовуються електричні стартери. Також використовують газотурбінні, повітряні стартери та двигуни внутрішнього згоряння (ДВЗ). Розглянемо особливості систем запуску на прикладі авіаційних силових установок.

1.1.1 Турбокомпресорна система запуску

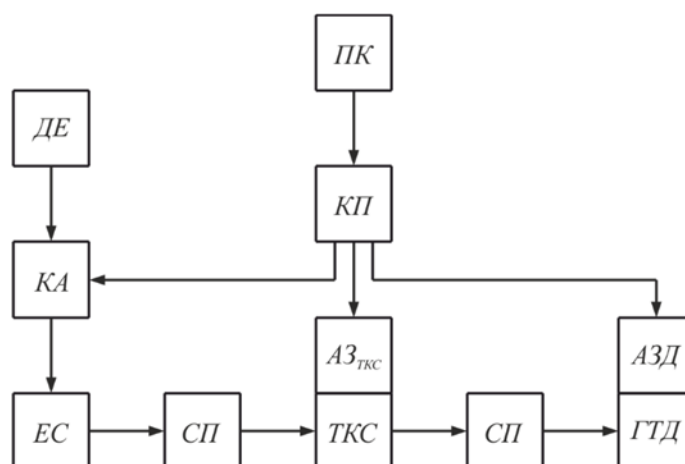


Рисунок 1.1 Функціональна схема турбокомпресорної системи запуску

Розкрутка вала ГТД здійснюється за допомогою турбокомпресорного стартера (турбостартера) ТКС, який представляє собою малогабаритний газотурбінний двигун (рис. 1.1). Турбостартер може бути як одновальним (С-300М), в цьому випадку ротор двигуна розкручується від стартера через гідromуфту, так і з вільною турбіною (ТС-12, що стоїть на турбогвинтовому авіаційному двигуні НК-12) – одна турбіна служить для приводу компресора турбостартера, а друга (стартерна турбіна) – вільна – служить для розкрутки компресора ГТД. Вали стартерної турбіни ТКС і ГТД з'єднані через систему передачі (СП). Турбостартер, в свою чергу, має невеликий електростартер (ЕС), систему запалювання і подачі палива, але в спрощеному вигляді. Вали ТКС і ЕС також з'єднані через систему передачі. Обидві системи передачі містять муфти обгону, які автоматично роз'єднуються коли частота обертання двигуна, що запускається, стає більшою за частоту обертання стартера [1].

Живлення ЕС отримує від джерела енергії (ДЕ) через комутаційну апаратуру (КА) робота якої контролюється керуючим пристроєм (КП). За допомогою пульта керування (ПК) задається режим роботи системи запуску. Агрегати запуску двигуна (АЗД) забезпечують подачу палива до пускових форсунок і його запалення, регулювання подачі палива працюючих форсунок в процесі запуску, подачу кисню, керування компресором. Таку ж функцію носять і агрегати запуску турбокомпресорного стартера (АЗТКС). До агрегатів запуску відносять

електромагнітні паливні та кисневі клапани, електродвигуни паливних насосів, пускові котушки запалювання та ін. [1].

Оскільки потужність електростартера, який запускає ТКС, порівняно невелика, турбокомпресорні системи запуску відрізняються високою автономністю. Такі системи використовують для запуску потужних авіадвигунів (турбовентиляторного двигуна АЛ-31Ф літака Су-27, турбогвинтових двигунів НК-12 та НК-12МВ на Ту-95 і Ту-142 та турбореактивних двигунів АІ-25ТЛ на L-39 та АМ-3 на Ту-16, Ту-104, М-4).

1.1.2 Повітряна система запуску

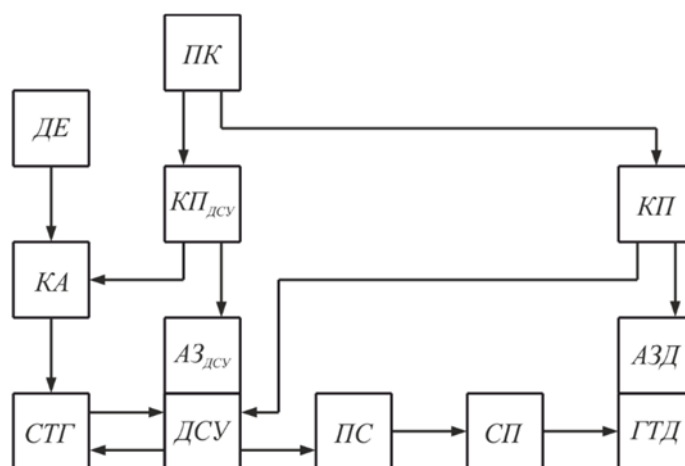


Рисунок 1.2 Функціональна схема повітряної системи запуску

Повітряний стартер ПС (рис. 1.2) являється турбоагрегатом що працює на стисненому повітрі. Джерелом стисненого повітря являються допоміжні силові установки (ДСУ), які представляють собою малогабаритний автономний ГТД. На ДСУ покладена роль енерговузла, що живить споживачів літального апарату електричною (генератор ДСУ) та пневматичною (відбір повітря) енергією під час перебування на землі, а також слугує для запуску основних двигунів літака. Стиснене повітря може подаватися і від наземних установок або повітряних балонів, а також від турбіни компресора сусіднього вже запущеного авіадвигуна [1].

В якості повітряного стартера зазвичай використовується високообертова турбіна осьового або радіального типу, яка працює на холодному або гарячому

повітрі. При використанні холодного повітря його масова кількість необхідна для запуску двигуна значно зростає. А оскільки відбір повітря з балону супроводжується різким переохолодженням, що може призвести до порушення процесу запуску, то краще використовувати підігріте повітря.

Запуск турбоагрегату самої ДСУ здійснюється за допомогою стартер-генератора СТГ, який працює в стартерному режимі, при живленні від джерела електричної енергії, а після запуску переходить в генераторний режим роботи. Агрегатами запуску ДСУ (АЗ_{дсу}) керує окремий керуючий пристрій – КП_{дсу} [1].

Повітряні стартери зважаючи на відносну простоту, високу надійність та можливість багаторазового автономного запуску знайшли широке застосування на таких потужних двигунах як Д-18Т (Ан-124 «Руслан»), Д-30КП (Іл-76), CFM56 (Airbus A320, Boeing 737), ТВ3-117 (Mi-8М, Mi-24).

1.1.3 Електрична система запуску

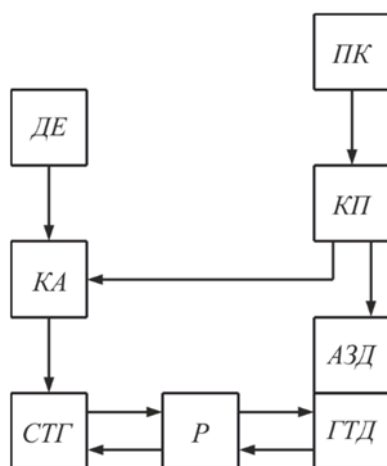


Рисунок 1.3 Функціональна схема електричної системи запуску

Електрична розкрутка від стартера або стартер-генератора (СТГ) зазвичай застосовується на невеликих ГТД і ДСУ. Живлення подається від наземних джерел електроенергії, а також від бортових акумуляторів або генератора бортової ДСУ. В системах з електрозапуском вал стартер-генератора з'єднується з валом ГТД через двошвидкісний редуктор Р і обгінну муфту, котрі вбудовуються в СТГ. Передавальне відношення редуктора автоматично змінюється в залежності від напрямку передачі

крутного моменту: в стартерному режимі воно має одне значення, а в генераторному інше – як у випадку безпосереднього з'єднання двигуна і стартер-генератора. Це дозволяє краще використовувати потужність СТГ в стартерному режимі. Крім того, застосовується ступінчаста подача електроенергії для зменшення навантаження на трансмісію і більшої плавності ходу. Для цього застосовується введення по мірі розкручування ротора пускових резисторів, ослаблення магнітного потоку стартера на великих обертах, а в старих системах запуску застосовувалося перемикання джерел (батарей або колекторів наземного генератора) з паралельного з'єднання на послідовне – так званий запуск 24/48 вольт [1].

Електричні системи запуску відрізняються простотою керування, високою експлуатаційною надійністю і зручністю обслуговування, такі системи легко автоматизуються [1]. Прикладами застосування можуть бути стартери ГС-24 допоміжного двигуна ТА-6Б або СТГ-18 турбогвинтового двигуна АІ-24 літака Ан-24.

Таким чином для запуску ГТД використовують турбокомпресорні, повітряні та електричні пускові системи. Турбокомпресорна система запуску дозволяє розганяти ГТД великої потужності, однак вона доволі складна. Повітряна система запуску також дозволяє здійснювати пуск потужних двигунів. Разом з тим вона значно простіша і надійніша та дозволяє отримати пусковий пристрій значної потужності в малих габаритах. Електрична система запуску являється найбільш надійною і зручною для керування пусковими процесами. Не дивлячись на те, що по масогабаритним показникам електричні стартери поступаються повітряним, електричні системи запуску являються найбільш часто вживаними.

Зі сказаного вище випливає, що для запуску ГТД найбільш доцільно використовувати електричні пускові системи. Підтвердження цього твердження можна знайти в прагненнях останніх років відмовитися від пневматичних систем запуску на користь електричних (турбовентиляторні двигуни Rolls-Royce Trent 100 та GEnx для літаків Boeing 787 Dreamliner), створенні повністю електрифікованих літаків (наприклад перспективний літак MC-21) та літаків на електричній тязі (VoltAir, E-Fan, Long-ESA, Yuneec E430, Elektra One та ін.).

1.2 Бортові системи електроживлення повітряного судна

На повітряному судні електрична мережа являється одним з основних елементів системи передачі і розподілення електричної енергії.

Безперервне збільшення числа споживачів електричної енергії, їх зростаюча потужність та зростаючі вимоги до безперебійності їх живлення обумовлюють значне ускладнення електричних мереж, збільшення їх маси і протяжності проводів. Так на літаку ІЛ-86 довжина проводів сягає 300 км, а їх маса складає 2,6 т [31].

Споживачі електроенергії живляться через зв'язуючий пристрій за допомогою якого відбувається передача і розподілення енергії. Крім передачі електричної енергії здійснюється також керування роботою джерел енергії і споживачів та захист всього обладнання від коротких замикань, перевантажень, аварійних режимів, тощо [31].

Електричну мережу повітряного судна класифікують за призначенням, основними електричними параметрами системи електроживлення, за системою передачі та розподілення енергії та ін.

Бортові системи електроживлення повітряного судна діляться, в залежності від параметрів генерованої напруги, на системи постійного струму, змінного трифазного або однофазного струму постійної частоти та змінного трифазного або однофазного струму змінної частоти. Вибір тієї чи іншої системи обумовлений наступними факторами: призначенням судна; вимогами до якості електроенергії; вимогами до надійності; зручністю експлуатації; техніко-економічними показниками тощо.

Застосування системи постійного струму обумовлюється наступними перевагами:

- генератори постійного струму в польоті заряджають бортові акумуляторні батареї і створюють резерв електроенергії;
- при зміні частоти обертання валу авіаційного двигуна легко підтримувати стабільність вихідної напруги генератора;
- легко реалізувати паралельну роботу генераторів;
- використання однопровідної системи електроживлення дає значну (до 50% в порівнянні із системою змінного струму) економію маси проводу [31].

Разом з тим такій системі притаманні певні недоліки:

- складність перетворення однієї напруги постійного струму в іншу;
- поява корозії корпусу літака при використанні однопровідної системи передачі енергії.

До основних переваг застосування систем змінного струму відносяться наступні:

- простота трансформації напруги;
- надійність конструкції генераторів змінного струму та простота їх обслуговування через відсутність колектора;
- відсутність контактних пристроїв, що підвищує їх надійність, крім того машини змінного струму більш компактні і мають меншу масу ніж машини постійного струму [32];
- простота перетворення в постійну напругу;
- на повітряному судні близько 95 % всіх споживачів здатні працювати від системи змінного струму [32].

Недоліками системи таких систем являються: необхідність забезпечення стабільної частоти обертання генератора; неможливість використання АБ в якості резервного джерела живлення; необхідність наявності генератора з приводом для живлення мережі літака при непрацюючих двигунах.

Широкого розповсюдження набули змішані системи бортового живлення, таке рішення дозволило усунути більшість недоліків обох систем. В основному в якості первинної системи електроживлення використовується система змінного струму, а в якості вторинної – постійного струму.

Живлення постійною напругою більш зручне для механізмів, що потребують регулювання частоти обертання, електромагнітів та кіл керування.

Довгий час в якості типової для системи постійного струму застосовувалась напруга 27 В (28 В для закордонних літаків). Вихідна напруга генератора при цьому складає 28,5 В. Вибір постійного струму низької напруги обумовлений наступними причинами: надійністю роботи щітково-колекторного вузла машини постійного струму; малими габаритами ламп і арматури, порівняно невеликими габаритами

аккумуляторних батарей [31]. Однак розвиток електроніки, зростання потужностей споживачів та бажання зменшити масогабаритні показники генераторів дало поштовх до розробки системи постійного струму вищої напруги [33,35-37]. Так тенденцією сучасних повітряних суден являється застосування для системи постійного струму напруги ± 270 В окрім розповсюдженої 28 В. Таку систему зокрема має літак Boeing 787 Dreamliner. Особливістю цієї системи є застосування розподіленої електричної мережі з відсутністю відбору повітря з компресора двигуна, що дозволяє знизити вагу з'єднувальних кабелів і зменшити витрати на технічне обслуговування [33].

Значною перевагою системи постійного струму напругою ± 270 В є використання двопровідної схеми розподілення енергії (протікання струму по однопровідній системі викликає корозію). Розподілена електрична система Boeing 787 дозволила замінити традиційну пневматичну систему з впускним колектором електричною, яка живить агрегати котрі раніше приводились в дію повітрям, що відбиралося від двигунів або ДСУ, таких як система запуску двигунів, система кондиціонування повітря та система захисту крила від замерзання, приведення в дію гідравлічних насосів великої потужності і живлення системи екологічного контролю салону. Таке рішення дозволило підвищити експлуатаційну ефективність, знизити витрати пального та вагу агрегатів. За попередніми оцінками заміна пневматичної системи електричною дозволить знизити споживану механічну енергію на 35% [33,34].

Відмова від забору повітря з компресорів двигунів та електрифікація великої кількості вузлів повітряного судна призвела до зростання необхідної потужності. Так у Boeing 787 встановлено шість синхронних стартер-генераторів: 4 потужністю 250 кВА – по 2 на кожному маршовому двигуні та 2 потужністю 225 кВА на двигуні ДСУ. Бортові системи електроживлення літака наступні: системи змінного струму 235 В змінної частоти та 115 В постійної частоти; системи постійного струму ± 270 В та 28 В [33].

Підвищення напруги дозволило вдвічі збільшити вироблення електроенергії та знизити вагу механізмів передачі механічної енергії до генератора. Генератори напряму зв'язані з редуктором двигуна і працюють зі змінною частотою

(360...800 Гц), яка пропорційна частоті обертання двигуна. Відсутність приводу постійних обертів, що використовується в традиційних інтегрованих приводних генераторах, дозволяє знизити вартість, спростити обслуговування та підвищити надійність системи [33].

Система постійного струму ± 270 В (4 автотрансформаторно-випрямних блоки перетворюють 235 В змінного струму в ± 270 В постійного) живить двигуни компресора герметизації салону, вентилятора повітря, компресора системи генерації азоту для заповнення паливного баку і великі двигуни гідравлічних насосів [33].

Таким чином, розглянуто системи електроживлення на прикладі повітряного судна, проаналізовано переваги і недоліки систем постійного і змінного струму. Показано, що застосування змішаних систем електроживлення дозволяє усунути більшість недоліків обох систем при збереженні їх переваг. Відображено використання двох систем електроживлення постійного струму: загальноприйнятої 28 В, та нової 270 В. Так підвищення напруги живлення відображає тенденції подальшого розвитку повітряних суден в напрямку все більшої електрифікації обладнання. Використання таких систем є перспективним, з огляду на підвищення генерованої потужності та зменшення маси генераторів. Подальша електрифікація літака дозволяє підвищити ефективність перетворення енергії, зменшити витрати пального, знизити вартість та підвищити надійність його оснащення в цілому.

1.3 Електричні стартери, генератори і стартер-генератори на транспортних об'єктах

1.3.1 Електричні стартери та генератори

Двигун внутрішнього згоряння (ДВЗ) будь-якого типу не створює крутного моменту в нерухомому стані. Перш ніж він почне працювати його потрібно розкрутити за допомогою зовнішнього джерела енергії. Частіше за все використовуються електричні пристрої запуску постійного струму. При запуску ДВЗ розкручується колекторним електродвигуном – машиною постійного струму, що

живиться від акумуляторної батареї (після запуску акумулятор заряджається від генератора, що приводиться в рух основним двигуном). Перевагою електричного стартеру постійного струму являється відносна простота регулювання частоти обертання ротора зміною напруги живлення. Таке регулювання необхідне для забезпечення розкрутки ДВЗ до частоти супроводу (відключення стартера) [12].

Електричні системи запуску ДВЗ наземних транспортних засобів (легкових та вантажних автомобілів, тракторів, спецтехніки та ін.) в основному використовують дві окремі електричні машини для роботи в якості електричного генератора і стартера [2,3]. Це обумовлено тим, що до режимів генератора і стартера пред'являються суперечливі вимоги, які складно реалізувати в одному пристрої [3,4].

Електрогенератор синхронний або постійного струму повинен задовольняти відповідним показникам:

- енергетичним (потужність, напруга, ККД);
- масогабаритним (вага, об'єм);
- якості електроенергії (стабільність напруги, рівень пульсацій напруги);
- надійності (ресурс і термін служби генератора повинен бути не менше аналогічних показників ДВЗ).

Генератори постійного струму широко використовуються на літальних апаратах. Вже в 1919-му році в авіації почали встановлювати ГПС потужністю 36 Вт для системи постійного струму напругою 6 В. З роками електрифікація літаків зростала, зростала й потужність обладнання. До 1936-го року в якості типової вважалась напруга 12 В, а згодом, у зв'язку з ростом потужності генераторів, і 27 В.

На сьогоднішній час постійна напруга 27 В (28 В) широко використовується на повітряних суднах по всьому світу. Для живлення споживачів встановлюються генератори постійного струму потужністю від 3 до 18 кВт.

Для систем електропостачання літаків та вертольотів випускається серія авіаційних генераторів постійного струму ГСР з розширеним діапазоном частот обертання.

Генератори розраховані на номінальну напругу 28,5 В і практично однаковий частотний діапазон – 4000...9000 об/хв. Підвищення робочих частот обертання

дозволяє зменшити масу і габарити генераторів в порівнянні з наземними. Спосіб збудження – паралельний, спосіб охолодження – примусове повітряне. За відсутності примусового охолодження генератор здатний віддавати 30 % потужності протягом 30 хв. Авіаційні генератори постійного струму допускають півторакратне перевантаження протягом 1-2 хв і двократне перевантаження протягом 10 с з перервою 1 год. Вони розраховані на нормальну роботу при температурі навколишнього повітря від -60 до $+60^{\circ}\text{C}$ і відносної вологості атмосфери 98 % [32].

Для авіаційних генераторів характерна висока питома потужність – в 6-7 раз більше ніж у генераторів постійного струму промислового виконання. Масу генераторів зменшують за рахунок підвищених електричних та теплових навантажень, підвищених частот обертання та за рахунок ефективної системи охолодження. Авіаційні генератори мають високу ступінь використання матеріалів, так густина струму в обмотках якоря досягає 20 А/мм^2 , в щітковому контакті $25\ldots 30\text{ А/мм}^2$, тоді як у промислових генераторів тієї ж потужності: $3\ldots 8\text{ А/мм}^2$ в обмотці і 15 А/мм^2 під щітками. Висока густина струму обумовлює підвищений температурний режим таких генераторів. Так для колектора допускається температура 125°C , для обмотки якоря 115°C . За температури навколишнього середовища $+60^{\circ}\text{C}$ максимально можливі температури для колектора складають 185°C , для обмотки якоря – 175°C , обмотки збудження – 105°C [31,32].

Для стартера вимоги до надійності, мінімальним габаритам, енергетичними показниками також є основними. Специфікою роботи стартера є короткочасний режим роботи і великі струми прямого пуску. Практика показала, що найбільш надійною і економічною машиною для стартерного режиму є колекторний електродвигун постійного струму (ДПС) [4].

Відомі випадки використання окремо електричних стартерів і генераторів на газотурбінних електростанціях. Така електростанція може виробляти електричну потужність від двадцяти кіловат до сотень мегават. Крім того, під час роботи ГТД також виробляє велику кількість тепла, яке може бути використане для виробництва електроенергії або теплопостачання.

Однак в основному електричні стартери та генератори окремо використовуються в ДСУ на транспортних засобах. В багатьох випадках призначенням ДСУ є запуск основного двигуна, а також забезпечення транспортного засобу енергією під час стоянки. Різні типи ДСУ встановлюються на літаки, а також на деякі великі наземні і морські транспортні засоби.

1.3.2 Авіаційні стартер-генератори на основі машини постійного струму

Серія авіаційних генераторів СТГ застосовується також для розкрутки валу ГТД при його запуску, тобто вони працюють в якості стартер-генераторів.

В конструктивному відношенні стартер-генератор відрізняється від звичайного генератора тільки тим, що на основних полюсах крім паралельної він має також послідовну обмотку збудження, яка використовується при роботі в стартерному режимі. В режимі двигуна на початку пуску стартер-генератор працює в якості електродвигуна змішаного збудження, оскільки його початковий пусковий момент низький, а в кінці пуску через збільшення моменту – в якості електродвигуна послідовного збудження. В режимі генератора послідовна обмотка відключається і машина працює в якості генератора з паралельним збудженням.

Генератор ГС-12ТО встановлюється на ГТД ТА-6А, ТА-8 (Ту-134А). Призначений для живлення мережі постійного струму на землі та в польоті до 3000 м (генераторний режим), а також для запуску і холодної прокрутки ГТД (стартерний режим).

Генератор складається з корпусу з полюсами і обмотками, якоря з колектором, колекторного щита, щита зі сторони приводу і захисної стрічки.

Корпус сталевий і являється магнітопроводом, до нього кріпляться шість основних і шість додаткових полюсів з обмотками. Основні полюси набрані з листової електротехнічної сталі і мають в полюсних наконечниках пази для розташування компенсаційної обмотки (КО), додаткові полюса – цільні, виконані також з електротехнічної сталі. На основних полюсах розташована шунтова обмотка збудження (ОЗ) (рис. 1.4), на додаткових – обмотка додаткових полюсів (ОДП).

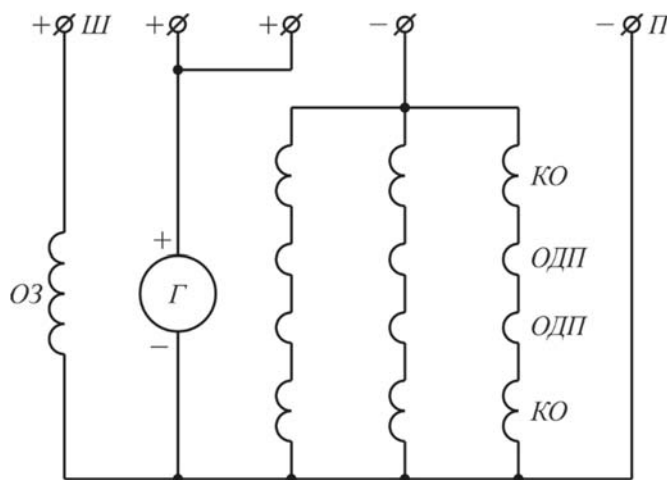


Рисунок 1.4 Принципова електрична схема генераторів ГС-12ТО

Якір генератора має порожнистий і гнучкий вали, виготовлені з високоміцної сталі. Гнучкий вал приєднаний до полого валу. Така конструкція вала:

- оберігає редуктор газотурбінного двигуна ТА-6А (ТА-8) від руйнування у випадку заклинювання підшипника генератора;
- знижує навантаження на підшипники при неспіввісному з'єднанні генератора з приводом газотурбінного двигуна ТА-6А (ТА-8);
- знижує динамічні навантаження на якір, що виникають при зміні частоти обертання газотурбінного двигуна.

З боку приводу на порожнистий вал насаджений алюмінієвий вентилятор турбінного типу.

У генераторі застосовано примусове охолодження повітрям, яке відбирається від компресора двигуна. Повітря з вхідного патрубку направляється двома потоками: один проходить по каналах всередині колектора і якоря і виходить назовні через вікна в щиті, інший – над колектором по міжполюсному простору і виходить назовні через вікна в щиті. Площа перетину міжполюсного простору невелика. Тому повітря, що охолоджує колектор зовні, виходить частково через щілини між захисною стрічкою, яка служить для прикриття вікон у колекторному щиті, і щитом, в якому для цієї мети є спеціальні скоси, і через них видуває щітковий пил. При роботі в наземних умовах генератор охолоджується вентилятором, насадженим на вал якоря. Витрата повітря в польоті повинна бути не менше 160-185 л/с.

1.3.3 Асинхронні стартер-генератори

Для запуску двигунів транспортних засобів в якості стартер-генератора перспективним є використання асинхронної машини (АМ). Асинхронна машина з короткозамкненим ротором відрізняється від інших типів традиційних електричних машин максимальною простотою, високою надійністю і мінімальними габаритами. Стартер-генератор на базі АМ представляє собою органічне поєднання асинхронної машини і вентильного перетворювача, що забезпечує роботу АМ як в генераторному, так і в стартерному режимах. Зазвичай перетворювач виконується по схемі автономного інвертора (рис. 1.5). Така схема дозволяє реалізувати стартерний режим АМ при живленні стартер-генератора від АБ, яка також необхідна для забезпечення його збудження при переході в генераторний режим. В подальшому АБ відключається, або продовжує працювати паралельно зі стартер-генератором [3,8].

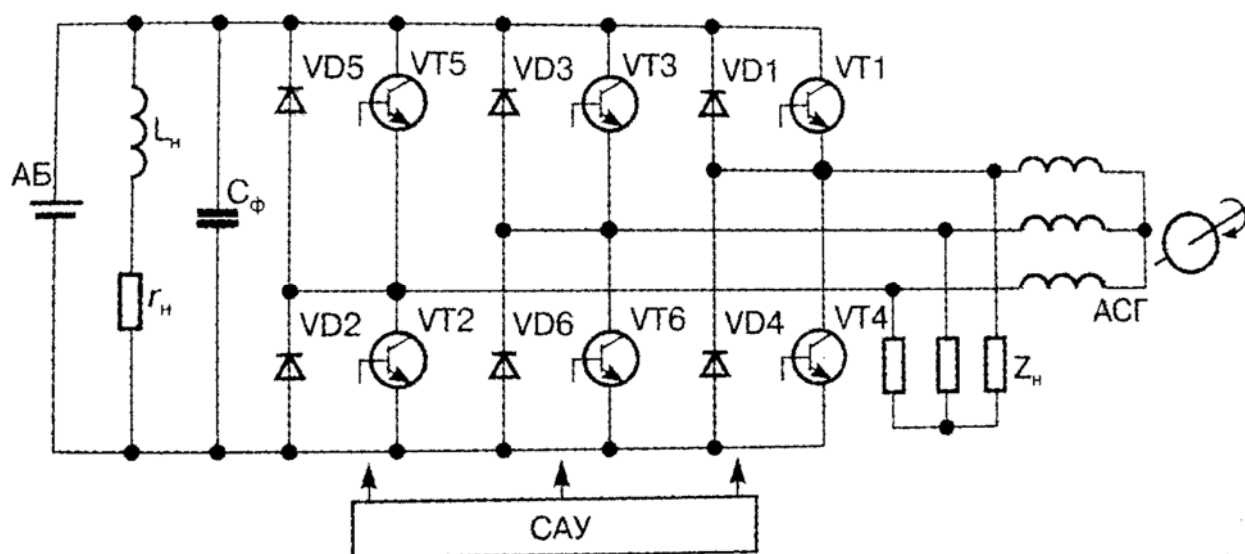


Рисунок 1.5 Асинхронний стартер-генератор

На відміну від стартер-генераторів на основі машини постійного струму асинхронний стартер-генератор в генераторному режимі забезпечує живлення споживачів як постійним, так і змінним струмом. Крім того, в порівнянні з колекторними машинами постійного струму йому притаманні наступні переваги:

- відсутність ковзних контактів розширює міжремонтний ресурс (заміна щіток у колекторних стартер-генераторів виконується приблизно через 150 год [38]), що суттєво підвищує надійність їх роботи (особливо на високих висотах над рівнем моря);
- можуть бути виконані на підвищену частоту обертання;
- можуть використовуватися в тяжких умовах експлуатації: за високої температури навколишнього середовища; в умовах розрідженої і забрудненої атмосфери, тощо.

1.3.4 Стартер-генератори на базі вентильно-індукторної машини

Аналіз продукції провідних виробників систем приводу і матеріалів опублікованих наукових досліджень вказує на тенденцію зниження частки систем електроприводу з двигунами постійного струму [15-17,48]. Це пов'язано з низькою надійністю механічного колектора і більш високою вартістю колекторних двигунів постійного струму в порівнянні з двигунами змінного струму.

З огляду на вказані недоліки можливо використання вентильно-індукторних машин (ВІМ) в якості стартер-генераторів при розробці нових або модернізації старих систем запуску приводних двигунів.

Вентильно-індукторна машина — це явнополюсна синхронна машина, перетворення енергії в якій здійснюється за рахунок зміни індуктивностей обмотки статора при переміщенні відносно них безобмоткових полюсів ротора. Функціональна схема ВІМ зображена на рисунку 1.6 [7]. До її складу входять індукторна машина (ІМ), вентильний перетворювач (ВП), датчик положення ротора (ДПР) та ін. Індукторна машина в складі ВІМ не є самостійним перетворювачем енергії, для її роботи необхідно здійснювати комутацію фаз в залежності від положення ротора. Живлення ІМ від джерела електричної енергії в колі постійного струму здійснюється через напівпровідниковий перетворювач. Керування ВП для комутації обмотки ІМ у відповідності з сигналами датчика положення ротора (ДПР) здійснюється системою керування, яка може бути реалізована в мікроконтролері.

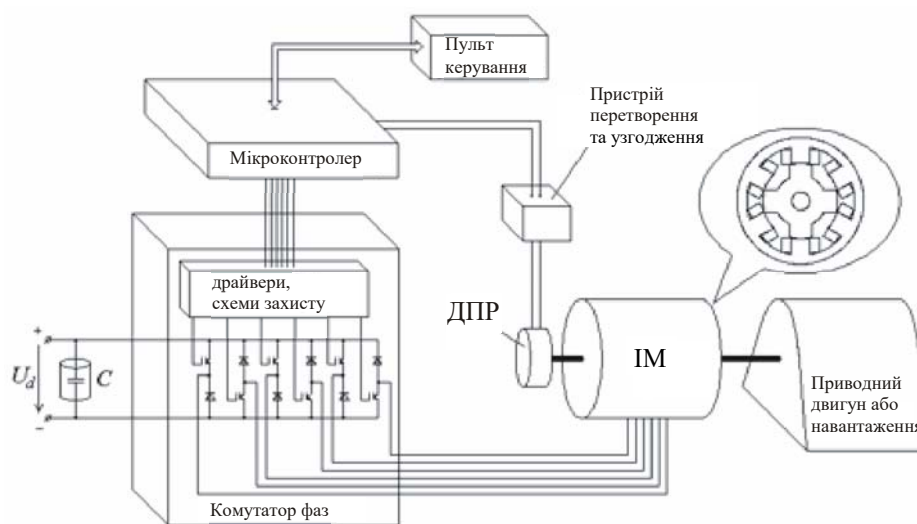


Рисунок 1.6 Функціональна схема вентильно-індукторної машини

На автомобілях стартер-генераторна установка складається з двох незалежних пристроїв – синхронного генератора і стартера на основі двигуна постійного струму [18]. Відомі також наукові роботи де в якості стартер-генератора розглядається асинхронна машина з короткозамкнутим ротором [6,30].

Використання вентильно-індукторної машини в якості стартер-генератора автомобіля дозволяє об'єднати функції запуску та генерування в одній машині. Таке рішення дозволяє збільшити потужність одночасно зі збільшенням ресурсу генераторної установки і зменшенням маси двигуна внутрішнього згоряння. Інтегрована ВІМ встановлюється безпосередньо на колінчастий вал ДВЗ, що дозволяє значно збільшити надійність системи за рахунок відмови від великого числа деталей, що зношуються [2].

У стартерному режимі таке рішення дозволяє відмовитися від традиційно вживаного редуктора, що є маховиком ДВЗ, завдяки чому запуск здійснюватиметься значно швидше і з меншим рівнем шуму [5].

У генераторному режимі ВІМ дозволяє жити бортову мережу і системи ДВЗ. Генератор також може використовуватися як електромагнітне гальмо при невисоких ступенях гальмування, що сприяє економії палива за рахунок рекуперації енергії. Сумарна економія палива, а значить і зменшення кількості шкідливих викидів, з використанням інтегрованого стартер-генераторного пристрою на базі вентильно-

індукторного електричної машини, як свідчать зарубіжні дослідження, може досягати 20% [5].

У генераторному режимі роботи стартер-генератора в залежності від типу електричної машини і її розмірів, потужність, що виробляється, може досягати 20 кВт (при частоті обертання 4000 об/хв) і більше. Навіть при частотах обертання близьких до 1000 об/хв енергія, що виробляється, становить 3-5 кВт [6].

Варто зазначити, що перспективність використання ВІМ в якості стартер-генератора підтверджується на практиці. Так первинною електричною системою військового літака Lockheed Martin F-22, прийнятого на озброєння ВВС США в 2005-му році, являється система 270 В постійного струму. Електрична енергія для потреб обладнання виробляється двома вентильно-індукторними стартер-генераторами потужністю 70 кВт кожен. Вимоги споживачів змінного струму задовольняє вторинна система 115 В, напруга якої формується силовим електронним перетворювачем. Споживачі отримують також напругу 28 В постійного струму від первинної системи через DC/DC перетворювач. Схожу систему електроживлення також має літак Lockheed Martin F-35, прийнятий на озброєння ВВС США в 2015-му році. На ньому використовується вентильно-індукторний генератор потужністю 80 кВт [43].

Враховуючи рівень напруги, надійність, ефективність і відмовостійкість, традиційні колекторні електричні машини постійного струму не можуть досягти технічних показників того ж рівня, що і вентильно-індукторні машини. Тому ВІМ доцільно використовувати для генерування енергії постійного струму високої напруги, оскільки відсутність колектора позбавляє їх проблем типових для колекторних машин (наприклад, таких як виникнення електричної дуги). Однак навіть при безспірних перевагах (надійність ротора через його пасивність, високі показники відмовостійкості) широке використання цих машин поки що обмежено як в авіації, так і в інших областях, де використовуються стартер-генератори. Це пояснюється недостатнім розвитком теоретичних засад, відсутністю ефективних алгоритмів керування цих машин.

Таким чином, розглянуто електричні стартери і генератори, що використовуються в автономних енергоустановках газотурбінних та дизельних електростанцій, ДСУ транспортних засобів, ГТД літаків, тощо. Зазвичай в таких об'єктах застосовуються окремо стартери і генератори. Однак з огляду на оборотність електричної машини можливе використання стартер-генераторів для потреб таких об'єктів. Перш за все в якості стартер-генераторів застосовують машини постійного струму, однак вони мають ряд недоліків, які обмежили їх використання: наявність колектора, складність конструкції, висока вартість, тощо. Стартер-генератор також можна спроектувати на основі асинхронної машини, крім того, якщо його оснастити вентильним перетворювачем, побудованим за схемою автономного інвертора напруги, то буде реалізована сумісність стартер-генератора з АБ. Іншою альтернативою стартер-генераторам на основі машини постійного струму і асинхронної машини являються вентильно-індукторні стартер-генератори. Використання ВІМ в якості стартер-генераторів є перспективним з огляду на ряд його переваг: безобмотковий ротор, концентрична обмотка на статорі, відсутність ковзних контактів, вище значення ККД та ін.

1.4 Аналіз математичних моделей і результатів дослідження вентильно-індукторних машин

Дослідженню вентильно-індукторних машин присвячені наукові роботи [2,5-7,13,14,25,30,42-54,57-117]. При роботі в режимі двигуна особлива увага приділяється дослідженню робочих характеристик [50,61,66,85], аналізу перехідних процесів, особливостям їх протікання за змінного навантаження, синтезу алгоритмів керування відповідно до вимог конкретного застосування [52,67,73,74,80,90,91,93,94,98,110-112,116,117], проектування та удосконалення конструкцій [53,58,72,81,83,84,88,100]. Відомі лише деякі дослідження пусків ВІД від мережі постійного і змінного струму [13,25,49,60,68]. В той же час питання стартерного режиму ВІСтГ розглядались недостатньо [5]. Не проводились дослідження пусків від джерела кінцевої потужності

при використанні ВІМ в якості стартер-генератора. Такі дослідження представляють інтерес хоча би із огляду на енергоефективність пускових процесів.

Відомо мало робіт присвячених дослідженню генераторного режиму ВІМ [14,25,76,78,89,108]. В них піднімаються питання створення алгоритмів для стабілізації вихідної напруги та алгоритмів отримання максимуму вихідної потужності; забезпечення відмовостійкої роботи ВП при аварійних режимах роботи, тощо. Разом з тим не відомі дослідження процесів збудження, перехідних процесів при зміні навантаження та показників якості електричної енергії ВІСтГ.

Описані вище процеси вимагають проведення поглиблених, всесторонніх досліджень, що складно реалізувати на фізичній моделі. Тому головними інструментами в дослідженнях таких складних системах являються математичні моделі (ММ). Математичні моделі вентильно-індукторних машин розрізняються в залежності від досліджуваного режиму роботи та від ступеню деталізації, що характеризує адекватність відтворення фізичних процесів.

В роботі [5] представлено підхід до вирішення задачі математичного моделювання стартер-генератора, коли здійснюється сумісна робота ВІМ з АБ, яка під'єднується паралельно навантаженню через діод. Серед припущень, які допускаються при моделюванні вказано, що ємність конденсатора є нескінченно великою. Однак відомо [27,28,40,41], що ємність конденсатора визначає тривалість процесу початкового збудження, величину пульсацій генерованої напруги і величину струмів, потужність і втрати АБ та впливає на зовнішні характеристики. Тому подібне припущення призводить до суттєвої похибки при розрахунку процесів як в стартерному, так і генераторному режимах. Варто відзначити відсутність врахування механічних втрат та втрат ВП. Разом з тим запропонована математична модель [5] адекватно відображає процеси, що виникають у ВІМ. Визначення залежностей $\psi = f(\theta, i_\phi)$ та $i_\phi = f(\psi_\phi, \theta)$ польовими методами із врахуванням кривої намагнічування сталі є доцільним.

Робота [42] відображає підхід до розрахунку електромеханічних процесів ВІМ засобами імітаційного моделювання за допомогою відомих програмних пакетів. Зокрема автор вказує на доцільність використання готової імітаційної моделі від

Matlab, яка знаходиться в бібліотеці Powerlib. Вихідні дані для цієї моделі отримують із розрахунку магнітного поля геометрії машини в пакеті Elcut – залежності фазного струму від потокозчеплення і кута повороту ротора та електромагнітного моменту від струму фази і кута повороту ротора. Недоліками цієї моделі являється неврахування магнітних втрат, і те, що із механічних втрат враховуються лише втрати тертя у підшипниках. Автор стверджує, що модель може використовуватись для розрахунку генераторного режиму ВІМ. Однак без додаткових рівнянь і цілого ряду змін це неможливо. Разом з тим розглянута імітаційна модель з достатнім рівнем адекватності відтворює процеси, що виникають при роботі ВІМ в режимі двигуна. В моделі нелінійності враховуються за рахунок використання залежності $i_\phi = f(\psi_\phi, \theta)$ розрахованої польовими методами. Розрахунок електромагнітного моменту також здійснюється польовими методами. Точний розрахунок електромагнітного моменту потребує дрібного розбиття сітки скінченних елементів. Подібна процедура значно підвищує тривалість розрахунку і витрати розрахункових потужностей на стадії формування вхідних даних.

Одним із способів спрощення математичної моделі та зниження тривалості розрахунку вихідних даних є аналітичний розрахунок кривих намагнічування $\psi = f(\theta, i_\phi)$ або $L = f(\theta, i_\phi)$. Так в роботі [44] потокозчеплення визначається через суму поліноміальних функцій, що залежать від струму, числа зубців ротора та кута його повороту. В [45] потокозчеплення визначається через коефіцієнти, отримані за розрахунком магнітопроводу машини в двох крайніх положеннях: при співвісних зубцях статора і ротора, та при співпадині осей зубців статора і пазів ротора. В роботі [46] нелінійність магнітної системи враховується розрахунком індуктивності фази. Остання представлена як різниця деякого коефіцієнта, постійного для конкретної геометрії машини, і добутку іншого коефіцієнта на косинус кута повороту ротора. Самі коефіцієнти визначаються з розрахунку магнітного поля. Головною перевагою запропонованих підходів є те, що вони дозволяють суттєво знизити тривалість попередніх розрахунків. Процеси при використанні розрахованих залежностей адекватні процесам, що виникають у ВІМ. Однак, якщо порівняти їх із результатами, розрахованими в такій самій машині з використанням методу кінцевих елементів, то

буде помітно, що точність розрахованих залежностей невисока. Тому їх не варто використовувати для відповідальних розрахунків, коли необхідно отримати беззаперечне вирішення поставленої задачі.

Таким чином, виконано аналіз наукових робіт які присвячені дослідженню вентильно-індукторних машин. З'ясовано, що ВІМ розглядались в якості стартер-генератора, проте їх робота в складі автономних енергоустановок при живленні від АБ, їх енергетичні показники при пуску не досліджувались. Відомі деякі дослідження ВІМ в режимі генератора, однак більшість цих робіт мають поверхневий характер. Зокрема автору невідомі дослідження цих машин при їх автономній роботі в режимі генератора. В якості генератора, що працює автономно, ВІМ повинна відповідати ряду вимог, а отже необхідно провести дослідження процесів збудження, накидання/скидання навантаження, показників якості електричної енергії, тощо. Необхідно провести насамперед фундаментальні дослідження для встановлення характеру протікання електромеханічних процесів.

Виконано аналіз математичних та імітаційних моделей ВІМ з метою визначення найбільш ефективних способів відтворення реальних процесів, що виникають при їх роботі в режимах стартера і генератора. Із різних підходів до розрахунку цих процесів визначено, що найбільш доцільно застосовувати так звані комбіновані ММ, коли більшість процесів описуються методами теорії електричних кіл, а нелінійність магнітної системи, викликана явнополюсністю конструкції, враховується залежністю фазної індуктивності, яка є функцією фазного струму і кута повороту ротора та розраховується польовими методами. Такий підхід дозволить зберегти високу точність польових методів при одночасному збереженні простоти і зручності розрахунку методів теорії електричних кіл.

Посилання: [1-8, 12-18, 25, 27, 28, 30-38, 40-46, 49, 50, 52-54, 57-117] див. Список використаних джерел стор. 174-186.

1.5 Висновки до розділу 1

Проаналізовано системи запуску поршневих двигунів внутрішнього згоряння та газотурбінних двигунів. Електрична розкрутка від стартер-генератора в основному застосовується на невеликих ГТД і на ДСУ. На потужних ГТД та на більшості ДВЗ в якості електричного генератора і стартерного двигуна в основному використовуються дві окремі електричні машини. Застосування двох електричних машин для роботи в стартерному та генераторному режимі являється неекономічним, особливо для автономних енергоустановок середньої та низької потужності, з огляду на зайву злітну масу (при їх використанні на ДСУ літака) та збільшені габарити самої установки.

Показано доцільність використання вентильно-індукторних машин в якості стартер-генераторів. Заміна стартер-генераторів і відомих пускогенераторних установок вентильно-індукторними стартер-генераторами дозволить підвищити надійність і енергоефективність систем запуску двигунів внутрішнього згоряння і газотурбінних двигунів автономних енергоустановок та транспортних засобів.

Проаналізовано математичні моделі для дослідження процесів в вентильно-індукторних машинах. Показано, що для врахування нелінійності магнітної системи, підтримання високої точності та швидкості розрахунків варто комбінувати польові математичні моделі з диференційними рівняннями теорії електричних кіл.

Матеріали представлені у розділі дозволили сформулювати завдання дисертаційної роботи.

РОЗДІЛ 2

МАТЕМАТИЧНІ МОДЕЛІ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА

Аналіз перехідних і квазістаціонарних процесів являється важливим етапом дослідження електричної машини з напівпровідниковим перетворювачем. До таких машин відносяться і вентильно-індукторні, котрі представляють відносно новий напрямок в галузі електричних машин з вентильним перетворювачем, який комутує обмотки машини у відповідності з переміщенням ротора.

Використання математичних моделей таких машин для їх дослідження є перспективним. Можливість заміни реального об'єкта математичною моделлю, при всесторонньому дослідженні електромеханічного перетворення енергії, дає суттєві переваги перед фізичною моделлю. Розрахунковий експеримент призначений для вивчення складних процесів машини, дослідження яких на фізичній моделі ускладнене. Дослідження на фізичній моделі необхідне, але воно не забезпечує тих можливостей, котрі представляє розрахунок за допомогою математичної моделі.

Математична модель ВІМ, що описує перехідні та квазістаціонарні режими, достатньо складна. В той же час дослідження за допомогою математичних моделей дозволяють розробити ряд важливих рекомендацій, що необхідні при проектуванні, створенні та керуванні ВІМ. Вони дають можливість оптимізувати параметри, робочі характеристики та енергетичні показники машини.

2.1 Математична модель вентильно-індукторного стартер-генератора в генераторному режимі

При розробці моделі використано принцип математичного опису електричної машини по частинам [8]. Він передбачає розробку для кожного структурного елемента машини власної математичної моделі (рис. 2.1). Таких елементів чотири: власне індукторна машина (ІМ), вентильний перетворювач, навантаження та система керування (СК).

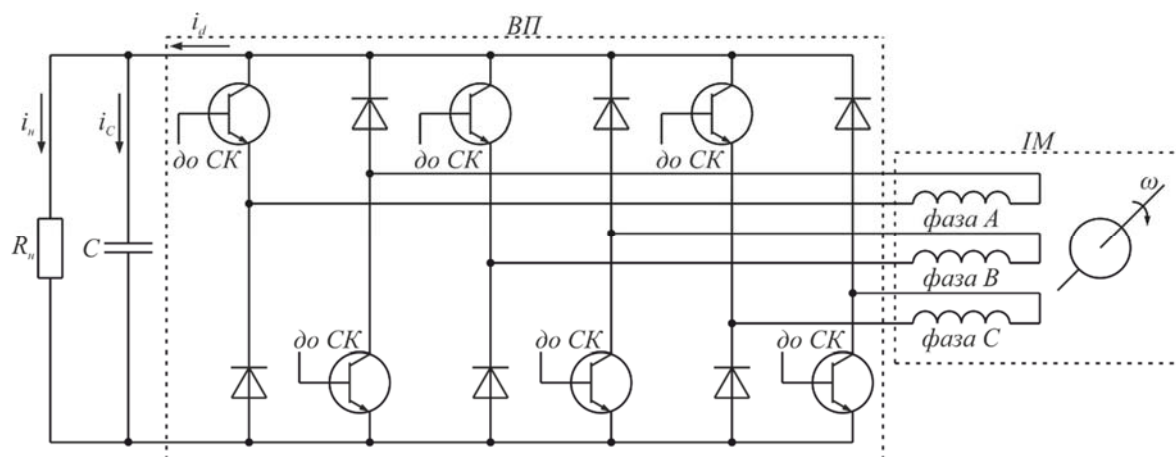


Рисунок 2.1 Розрахункова схема генераторного режиму стартер-генератора

Прийнято допущення для основних структурних елементів, котрі дозволяють значно спростити їх математичний опис, але які практично не змінюють якісного характеру процесів при деякому кількісному відхиленні від їх дійсного характеру:

- напівпровідникові елементи ВП представлено ідеальними безінерційними елементами;
- конденсатор – таким, що не містить паразитних індуктивностей та ємність якого незмінна;
- акумуляторна батарея безкінечно великої ємності, внутрішній опір якої незмінний;
- обмотки ІМ ідентичні та симетричні;
- між фазами індукторної машини відсутня взаємоіндукція;
- не враховується зміна температури обмотки.

Такі допущення приводять до ідеалізованої вентиляно-індукторної машини [9].

2.1.1 Математична модель безпосередньо індукторної машини

Для фази індукторної машини правомірне рівняння

$$\frac{d\psi_{\phi(n)}}{dt} = U_{\phi(n)} - i_{\phi(n)} R_{\phi}, \quad (2.1)$$

де $n=a, b, c, \dots, m$ – маркування фази;

m – кількість фаз;

$U_{\phi(n)}$ – напруга n -ї фази;

R_{ϕ} – опір фази статора;

$i_{\phi(n)}$ – миттєве значення струму фази статора;

$\Psi_{\phi(n)}$ – потокозчеплення фази статора.

Оскільки потокозчеплення індукторної машини являється функцією двох змінних: струму та кута повороту, то рівняння контурів статора прийме наступний вигляд

$$U_{\phi(n)} = i_{\phi(n)} R_{\phi} + L_{\phi(n)} \frac{di}{dt} + i_{\phi(n)} \omega \frac{\partial L_{\phi(n)}}{\partial \theta_{\phi(n)}}, \quad (2.2)$$

де $\theta_{\phi(n)}$ – відносна величина кута повороту ротора для n -ї фази;

ω – кутова частота обертання ротора;

$L_{\phi(n)}$ – індуктивність фази статора;

$\frac{\partial L_{\phi(n)}}{\partial \theta_{\phi(n)}}$ – часткова похідна $L_{\phi(n)}$ за кутом $\theta_{\phi(n)}$, яка задається у вигляді табличної

функції.

В цьому рівнянні члени правої частини представляють відповідно падіння напруги на внутрішньому опорі, індуктивності та проти-ЕРС, сума яких дорівнює фазній напрузі ВІМ (ліва частина).

Таким чином, визначивши ліву частину рівняння (2.1) струм фази можна встановити відповідно (2.2), підставивши значення похідної потокозчеплення [24]

$$\frac{di_{\phi(n)}}{dt} = \frac{1}{L_{\phi(n)}} \left(\frac{d\Psi_{\phi(n)}}{dt} - i_{\phi(n)} \omega \frac{\partial L_{\phi(n)}}{\partial \theta_{\phi(n)}} \right), \quad (2.3)$$

Для спрощення складності розрахунків фазний струм може бути визначений із наступного рівняння

$$i_{\phi(n)} = \frac{\Psi_{\phi(n)}}{L_{\phi(n)}}. \quad (2.4)$$

Індуктивність фазної обмотки при незмінному фазному струмі змінюється від деякого мінімального значення, яке відповідає максимальному опору магнітного кола, що об'єднує статор, ротор та повітряний проміжок між ними, до деякого

максимального значення, коли магнітний опір мінімальний. Мінімальною індуктивність буде при співпадинні осі зубців статора і осі пазів ротора. Максимальне значення індуктивність приймає при співпадинні осей зубців статора та ротора. Таким чином при безперервному обертанні ротора індуктивність змінюється періодично. Період її зміни визначається за кутовою відстанню між осями зубців або осями пазів ротора і складає $2\pi/Z_R$, де Z_R – кількість зубців ротора. Індуктивність фази може бути задана у вигляді аналітичної функції, однак при цьому важко забезпечити високу точність її апроксимації з огляду на нелінійність магнітної системи. Іншим способом визначення залежності $L_\phi = f(\theta_\phi, i_\phi)$ є розрахунок магнітного поля машини з використанням польових методів. В цьому випадку, з огляду на періодичність її зміни, індуктивність доцільно розраховувати та задавати двовимірним масивом на періоді $0 \dots 2\pi/Z_R$.

Для врахування нелінійності магнітної системи вентильно-індукторного генератора індуктивність n -ї фази представлена в функції фазного струму $i_{\phi(n)}$ та відносної величини кута повороту ротора $\theta_{\phi(n)}$ для n -ї фази статора та задана у вигляді багатовимірного масиву даних

$$L_{\phi(n)} = f(\theta_{\phi(n)}, i_{\phi(n)}). \quad (2.5)$$

Проміжні точки залежностей $L_\phi = f(\theta_\phi, i_\phi)$ та $\frac{\partial L_\phi}{\partial \theta_\phi}$ визначаються за допомогою

лінійної інтерполяції між двома сусідніми значеннями масиву даних.

Таким чином при розрахунку індуктивності та відносної величини кута повороту ротора була обрана система координат зв'язана з періодом зміни індуктивності $2\pi/Z_R$. Оскільки фази машини зсунуті в просторі одна відносно одної, то і значення мінімальної (так як і максимальної) індуктивностей фаз також будуть зсунуті. Для того щоб кут θ_ϕ дорівнював нулю на початку періоду зміни індуктивності, він зсувається відносно кута попередньої фази на кутову відстань $2\pi/(m \cdot Z_R)$.

Відносна величина кута повороту ротора для n -ї фази визначається як залишок від цілочислового ділення абсолютної величини кута повороту ротора на кутову відстань між осями зубців ротора $2\pi/Z_R$ [9,24]

$$\theta_{\phi(n)} = \text{mod}(\theta - (q_{(n)} - 1) \frac{2\pi}{mZ_R}; \frac{2\pi}{Z_R}), \quad (2.6)$$

де $(q_{(n)}-1) \cdot 2\pi/(m \cdot Z_R)$ – кут зсуву n -ї фази відносно кута повороту ротора θ , який дорівнює $0, 1 \cdot 2\pi/(m \cdot Z_R), 2 \cdot 2\pi/(m \cdot Z_R), \dots, (m-1) \cdot 2\pi/(m \cdot Z_R)$; $q_{(n)}$ – порядковий номер фази n -ї фази, який для фаз $a, b, c, \dots, m$ дорівнює $1, 2, 3, \dots, m$.

Фазний електромагнітний момент $M_{\phi(n)}$ ВІМ можна розрахувати через баланс потужностей фази [9]

$$M_{\phi(n)} = i_{\phi(n)} \frac{d\psi_{\phi(n)}}{dt} \cdot \frac{1}{\omega} = i_{\phi(n)} \frac{d\psi_{\phi(n)}}{d\theta_{\phi(n)}}. \quad (2.7)$$

При розрахунку (2.7) середня величина електромагнітного моменту кількісно співпадає з експериментальними даними [9]. Однак характер зміни його миттєвого значення в певній мірі відрізняється від реального. Найбільш точно електромагнітний момент можна розрахувати за допомогою польових методів. Іншим варіантом є його визначення за залежністю часткової похідної фазної індуктивності за кутом повороту ротора.

В останньому випадку електромагнітний момент $M_{\phi(n)}$ утворений однією фазою ВІМ визначається наступним чином [24]

$$M_{\phi(n)} = \frac{1}{2} i_{\phi(n)}^2 \frac{\partial L_{\phi(n)}}{\partial \theta_{\phi(n)}}. \quad (2.8)$$

Сумарний момент M_e вентильно-індукторної машини від дії m фаз

$$M_e = \sum_{n=1}^m M_{\phi(n)}. \quad (2.9)$$

Диференційне рівняння руху

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J} (M - M_e), \quad (2.10)$$

де J – момент інерції агрегата;

M – момент обертання первинного двигуна.

Абсолютне значення кута повороту ротора визначається із рівняння

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega. \quad (2.11)$$

2.1.2 Математична модель вентильного перетворювача системи керування і елементів кола постійного струму

При описі електричних машин з перетворювачами важливіше значення має визначення стану напівпровідникових елементів. Вентильний перетворювач з'єднує ІМ, що працює в генераторному режимі, з навантаженням (в режимі двигуна з джерелом постійного струму) та конденсатором в колі постійного струму [9]. Інформація про стан елементів ВП дозволяє визначити фазну напругу в залежності від напруги кола постійного струму, розподіл струмів по елементах ВП та зв'язок струму навантаження (в режимі двигуна струму джерела постійного струму) з фазними струмами (рис. 2.2).

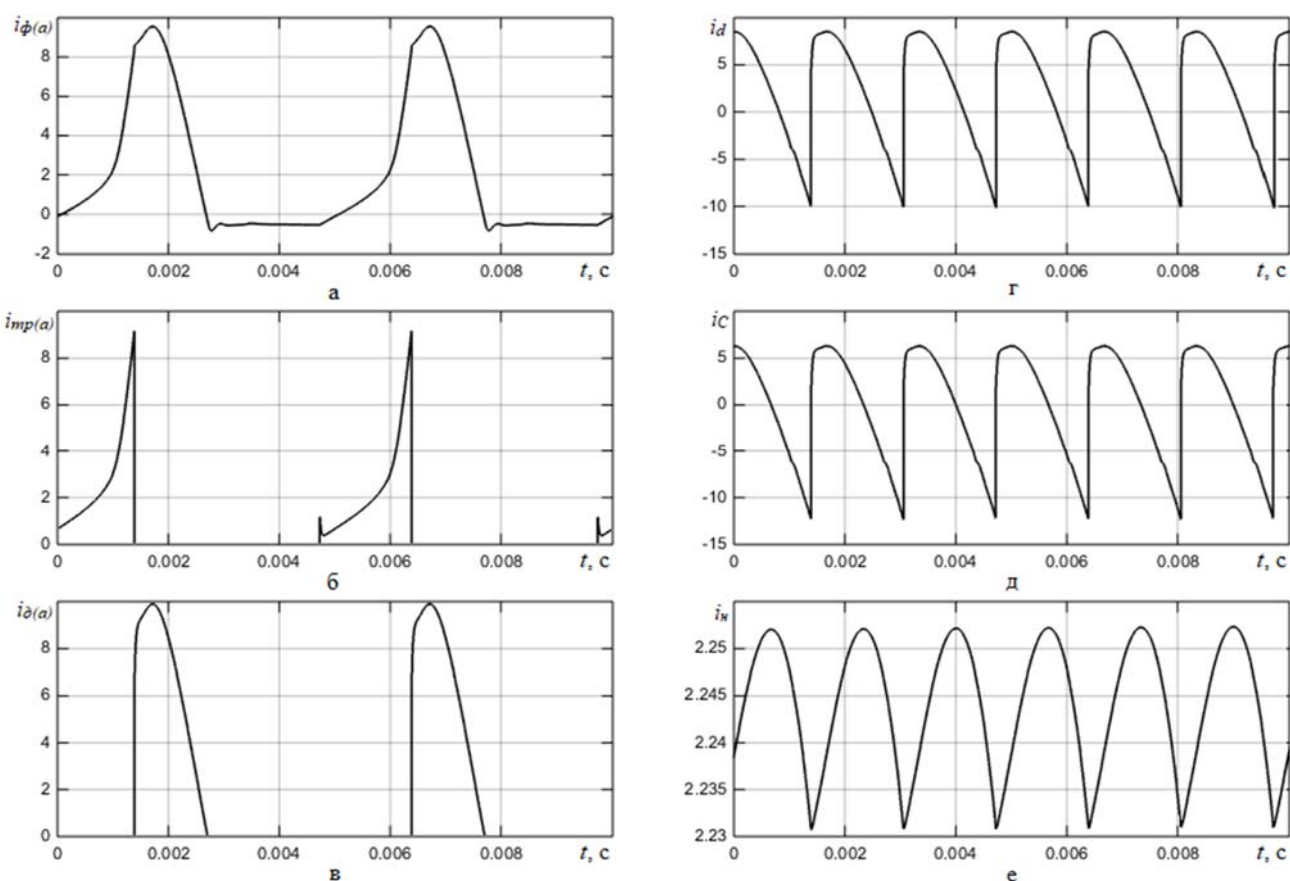


Рисунок 2.2 Зв'язок фазного струму ВІСтГ в генераторному режимі (а) зі струмами транзистора (б) і діода (в) та вихідного струму генератора (г) зі струмами конденсатора (д) і навантаження (е)

Якщо припустити, що елементи ВП ідеальні, то фазна напруга індукторної машини визначається з

$$U_{\phi(n)} = k_{\phi(n)} \cdot U_d, \quad (2.12)$$

де U_d – напруга в колі постійного струму;

$k_{\phi(n)}$ – коефіцієнт, що відображає полярність напруги фази відносно напруги на конденсаторі C кола постійного струму (при підключенні через транзистори $k_{\phi(n)}=1$, при комутації через зворотні діоди $k_{\phi(n)}=-1$, при відсутності напруги та струму $k_{\phi(n)}=0$).

Струм в колі постійної напруги i_d – це сума складових фазних струмів $k_{\phi(n)} \cdot i_{\phi(n)}$

$$i_d = \sum_{n=1}^m k_{\phi(n)} \cdot i_{\phi(n)}, \quad (2.13)$$

де $i_{\phi(n)}$ – струм n -ї фази, полярність якого визначається коефіцієнтом $k_{\phi(n)}$ за наступними умовами

$$k_{\phi(n)} = \begin{cases} \text{if } G_{(n)} = 1; k_{\phi(n)} = 1; \\ \text{if } G_{(n)} = 0; i_{\phi(n)} > 0; k_{\phi(n)} = -1; \\ \text{if } G_{(n)} = 0; i_{\phi(n)} = 0; k_{\phi(n)} = 0, \end{cases} \quad (2.14)$$

де $G_{(n)}$ – логічний сигнал підключення фази до конденсатора C кола постійного струму;

$G_{(n)}=1$ – фаза підключена через транзистори;

$G_{(n)}=0$ та $i_{\phi(n)}=0$ – фаза відключена;

$G_{(n)}=0$ та $i_{\phi(n)}>0$ – підключення фази через зворотні діоди).

Струми елементів ВП визначаються наступним чином. Струм транзистора

$$i_{mp(n)} = G_{(n)} \cdot i_{\phi(n)}, \quad (2.15)$$

та струм діода

$$i_{d(n)} = \overline{G_{(n)}} \cdot i_{\phi(n)}. \quad (2.16)$$

Напруга кола постійного струму U_d визначається напругою конденсатора U_C

$$U_d = U_C. \quad (2.17)$$

Струм навантаження i_n

$$i_n = \frac{U_d}{R_n}, \quad (2.18)$$

де R_n – опір навантаження.

Струм конденсатора i_C визначається із суми струмів вузла кола постійного струму

$$i_C = i_d - i_n. \quad (2.19)$$

Напруга конденсатора кола постійного струму U_C визначається з рівняння

$$\frac{dU_C}{dt} = \frac{i_C}{C}, \quad (2.20)$$

де C – ємність конденсатора.

Керуючий вплив СК на ключі n -ї фази ВІМ $G_{(n)}$

$$G_{(n)} = G_{\theta(n)} \wedge G_{i(n)}, \quad (2.21)$$

де $G_{\theta(n)}$ та $G_{i(n)}$ – логічні сигнали СК за кутами та пороговим значенням фазного струму.

Сигнал ввімкнення фази ВІМ системою керування відповідно кутів комутації

$$G_{\theta(n)} = \begin{cases} \text{if } \theta_{\phi(n)} \geq \theta_{\text{вм}} \wedge \theta_{\phi} \leq \theta_{\text{вим}}; G_{\theta(n)} = 1; \\ \text{if } \theta_{\phi(n)} > \theta_{\text{вим}}; G_{\theta(n)} = 0; \\ \text{if } \theta_{\phi(n)} < \theta_{\text{вм}}; G_{\theta(n)} = 0, \end{cases} \quad (2.22)$$

де $\theta_{\text{вм}}$ – кут вмикання;

$\theta_{\text{вим}}$ – кут вимикання фази.

Сигнал ввімкнення фази ВІМ системою керування відповідно рівня фазного струму $i_{\phi(\max)}^*$ [39]

$$G_{i(n)} = \begin{cases} \text{if } i_{\phi(n)} < i_{\phi(\max)}^*; G_{i(n)} = 1; \\ \text{if } i_{\phi(n)} \geq i_{\phi(\max)}^*; G_{i(n)} = 0, \end{cases} \quad (2.23)$$

де $i_{\phi(\max)}^*$ – задане порогове значення фазного струму, яке встановлюється СК відповідно обраному алгоритму.

Зазначимо, що в залежності від обраного алгоритму кути комутації $\theta_{\text{вм}}$ та $\theta_{\text{вим}}$, а також максимальне значення фазного струму $i_{\phi(\max)}^*$ можуть бути як постійними, так і змінними величинами.

Таким чином, розроблено математичну модель ВІМ в генераторному режимі, що складається з моделей індукторної машини, вентильного перетворювача, системи

керування та рівнянь зв'язку. Математична модель ІМ представлена рівняннями контурів статора, електромагнітного моменту, руху та кута повороту ротора. Однією з особливостей цієї моделі є врахування нелінійності магнітної системи за рахунок використання залежності індуктивності від фазного струму та кута повороту, яка отримана із розрахунку геометрії машини польовими методами. Математична модель ВП включає рівняння елементів кола постійного струму (конденсатора і навантаження) та рівняння зв'язку між ним та індукторною машиною. Математична модель СК складається із виразів, котрі визначають керуючі сигнали, за якими встановлюється стан напівпровідникових елементів ВП.

Розроблена математична модель є комбінованою, оскільки поєднує рівняння теорії електричних кіл, залежність індуктивності, розрахованої польовими методами, та вирази булевої алгебри для опису логічних операцій, завдяки чому, при збереженні високої точності, дозволяє забезпечити високу швидкість розрахунку електромеханічних процесів ВІМ.

2.2 Математична модель вентильно-індукторного стартер-генератора в стартерному режимі

Розрахункова схема стартерних режимів ВІМ показана на рис. 2.3. На ній зображено індукторну машину, вентильний перетворювач, акумуляторну батарею та систему керування.

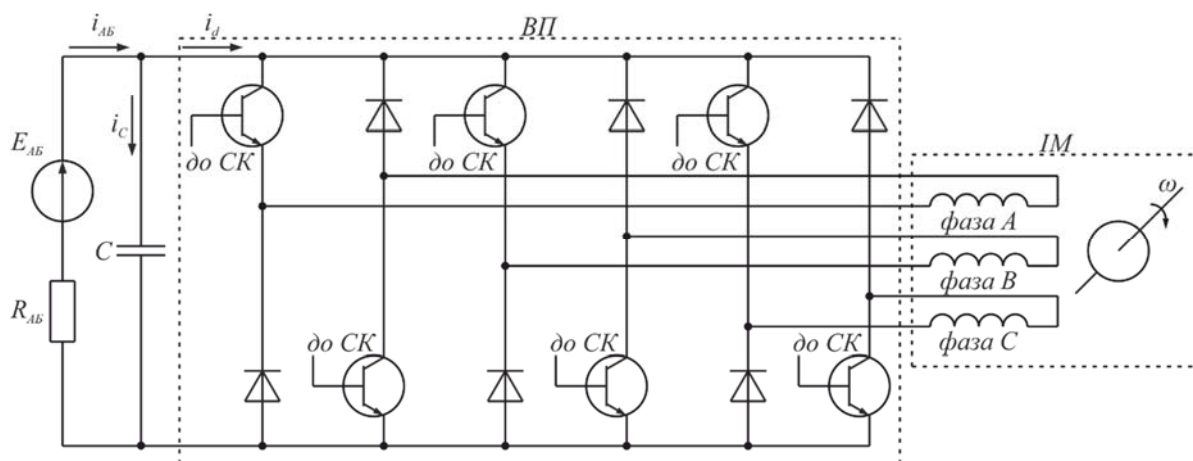


Рисунок 2.3 Розрахункова схема стартерного режиму стартер-генератора

Як було наведено вище, склад елементів кола постійного струму ВП залежить від режиму роботи ВІМ. Так в режимі двигуна замість навантаження до клем ВП підключається джерело постійного струму. У випадку стартера цю роль зазвичай виконує АБ. Наявність конденсатора у колі постійного струму не обов'язкова. Однак його наявність дозволяє значним чином згладити високочастотні імпульси струму ВП i_d . Оскільки ВІМ розглядається в якості стартер-генератора, то конденсатор, який є необхідним елементом при роботі ВІСтГ в режимі генератора, в стартерному режимі також залишається підключеним до кола постійного струму.

Математична модель стартерного режиму має наступні рівняння:

- рівняння (2.1) – (2.9), (2.11), (2.13) – (2.16), (2.20) – (2.23) залишаються без змін;
- рівняння (2.10), (2.12), (2.17), (2.19) приймуть вигляд (2.24) – (2.26), (2.28) відповідно.

Зміна напрямку передачі крутного моменту призводить до необхідності запису диференційного рівняння руху (2.10) в вигляді

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J}(M_e - M_n), \quad (2.24)$$

де M_e та M_n – електромагнітний момент ВІМ та момент навантаження відповідно.

Оскільки $U_d = U_{AB}$, то рівняння (2.12) та (2.17) варто привести до відповідного вигляду. Вирази для визначення фазної напруги індукторної машини U_ϕ (2.12) приймають вигляд

$$U_{\phi(n)} = k_{\phi(n)} \cdot U_{AB}. \quad (2.25)$$

Напруга акумуляторної батареї U_{AB} рівна напрузі конденсатора U_C

$$U_{AB} = U_C. \quad (2.26)$$

Струм акумуляторної батареї i_{AB} визначається наступним чином

$$i_{AB} = \frac{E_{AB} - U_{AB}}{R_{AB}}, \quad (2.27)$$

де E_{AB} , i_{AB} , R_{AB} – відповідно ЕРС, струм та опір акумуляторної батареї.

Перше правило Кірхгофа для вузла кола постійного струму (2.19) приймає наступний вигляд

$$i_C = i_d - i_{AB}. \quad (2.28)$$

2.2.1 Диференційне рівняння руху

Безперервна розкрутка ротора газотурбінного двигуна в процесі запуску можлива лише за умови перевищення моменту стартера над моментом опору від турбіни. Це забезпечує необхідне прискорення ротора двигуна в процесі запуску і час виходу турбіни на робочі оберти. Потужність, що витрачається на прискорення ротора за одних і тих же самих частот обертання, тим більша, чим більший момент інерції ротора і чим більше прискорення ротора [12].

В основному навантаження для стартера створюють перехідні струми викликані необхідністю подолання моменту інерції агрегату. Механічне навантаження на стартер створює компресор газотурбінного двигуна.

Момент опору компресора може бути виражений залежністю [12]

$$M_n = cn^x, \quad (2.29)$$

де c та x – постійні коефіцієнти для даного компресора;

n – частота обертання ротора стартера, об/хв

$$n = \omega \frac{60}{2\pi}. \quad (2.30)$$

Як правило коефіцієнт x близький, або рівний двом, а c може бути визначений розрахунково або експериментально [12].

Момент опору дозволяє на стадії проектування визначити потужність пускового пристрою. Відомі випадки коли електрична машина працює в стартерному режимі через редуктор та обгінну муфту (стартер ГТД АІ-20 працює з передаточним числом 3,126). Таким чином досягається збільшення моменту на валу [12]. З огляду на це та на велику кількість різноманітних конфігурацій і виконань ГТД, коефіцієнти моменту опору c та x були обрані орієнтовно.

Тривалість розгону стартера, перш за все, залежить від моменту інерції агрегату. Момент інерції є опосередкованим показником, що відображає потужність турбіни. Момент інерції можна виразити через кінетичну енергію.

Кінетична енергія матеріальної точки

$$W = \frac{mV^2}{2}, \quad (2.31)$$

де m – маса;

V – швидкість.

Оскільки $V = \omega r$, то рівняння (2.31) набуває вигляду

$$W = \frac{m(\omega r)^2}{2}, \quad (2.32)$$

де r – відстань від матеріальної точки до осі обертання;

ω – частота обертання матеріальної точки відносно осі.

Момент інерції матеріальної точки

$$J = mr^2. \quad (2.33)$$

Врахувавши (2.33) в (2.32) отримаємо вираз для визначення кінетичної енергії обертального руху

$$W = \frac{J\omega^2}{2}. \quad (2.34)$$

Сумарний момент інерції механічної системи відносно спільної нерухомої осі обертання

$$J_C = \sum_{i=1}^n m_i r_i^2. \quad (2.35)$$

Оскільки стартер може з'єднуватись з ГТД через редуктор, то момент інерції ГТД J_2 можна визначити із принципу збереження кінетичної енергії обертального руху

$$W_1 = W_2 = \frac{J_2' \omega_1^2}{2} = \frac{J_2 \omega_2^2}{2}, \quad (2.36)$$

де W_1, W_2 – кінетичні енергії вхідного та вихідного валу редуктора відповідно;

ω_1, ω_2 – частоти обертання вхідного та вихідного валу редуктора відповідно;

J_2' – момент інерції ГТД приведений до валу стартера.

Таким чином, приведений до валу стартера момент інерції ГТД

$$J_2' = J_2 \left(\frac{\omega_2}{\omega_1} \right)^2 = J_2 i^2, \quad (2.37)$$

де i – передаточне число редуктора.

Сумарний момент інерції агрегату на валу стартера

$$J_c = J_1 + J_2 i^2, \quad (2.38)$$

де J_1 – момент інерції стартера.

Відповідно другому закону Ньютона

$$F = ma = m \frac{dV}{dt}, \quad (2.39)$$

де a – прискорення.

Врахувавши, що $V = \omega r$ та підставивши m з (2.33) в (2.39) отримаємо

$$F = m \frac{dV}{dt} = \frac{J_c}{r^2} \cdot \frac{d\omega r}{dt} = \frac{J_c}{r} \cdot \frac{d\omega}{dt}. \quad (2.40)$$

Оскільки добуток $F \cdot r$ – представляє момент сили M , то рівняння (2.40) можна спростити і записати диференціальне рівняння руху в більш звичній формі

$$J_c \frac{d\omega}{dt} = M. \quad (2.41)$$

Потужність, що витрачається на прискорення ротора

$$P = \omega M. \quad (2.42)$$

Підставивши (2.41) в (2.42) отримаємо

$$P = \omega J_c \frac{d\omega}{dt}. \quad (2.43)$$

З рівняння (2.43) очевидно, що при одних і тих же значеннях ω потужність, що витрачається на прискорення ротора тим більша чим більше момент інерції агрегату на валу стартера. Наведені рівняння показують, що сумарний момент інерції для одного і того ж стартера при однаковому передаточному числі редуктора залежить лише від моменту інерції турбіни, тобто від її маси і габаритів. Для стартера він відображає відносну потужність, яка буде витрачена на прискорення агрегату.

Оскільки частота супроводу для певної турбіни незмінна, то частота відключення стартера залежить лише від передаточного числа редуктора – чим більше i тим нижче ω_1 . Затрачена стартером потужність для пуску однієї і тієї ж турбіни буде тим більшою чим більше буде частота відключення стартера. Для

зменшення потужності стартера варто обирати редуктор з високим передаточним числом.

2.2.2 Характеристики акумуляторної батареї

Для електричного запуску газової турбіни найчастіше використовують свинцеві та нікель-кадмієві АБ. Їх вибір обумовлений можливістю роботи з великими розрядними і зарядними струмами. Внутрішній опір акумулятора визначається сумарним опором електродів, електроліту і деполяризатора, його величина зазвичай складає соті і тисячні долі ома. Часто такі АБ з'єднуються паралельно по 4...8 батарей для зниження внутрішнього опору і збільшення ємності, а отже і допустимого струму розрядки.

Враховуючи, що в ряді випадків пуск двигуна стартером займає певний час, то важливим є визначення ємності АБ, достатньої для декількох послідовних пусків стартера, живлення керуючої апаратури, освітлення та живлення інших споживачів до запуску ГТД, виходу його на номінальну частоту обертання та переходу стартер-генератора в генераторний режим. Ємність акумулятора залежить від умов розрядки. При сталому розрядному струмі ємність описується виразом

$$Q = I_{\text{ном}} t, \quad (2.44)$$

де $I_{\text{ном}}$ – номінальне значення струму розрядки:

t – тривалість розрядки.

Важливим параметром акумуляторів являється мінімально допустима напруга в кінці розрядки. Вона характеризує граничну витрату металу електроду, постійність напруги акумулятора в часі (крутизна кривої розрядки) і термін його служби в робочому стані (час розрядки до мінімальної напруги при номінальному розрядному струмі).

Криві розрядки нікель-кадмієвої АБ серії ЕВН наведені на рис. 2.4. ЕРС щойно зарядженого акумулятора дорівнює 1,45 В. Протягом декількох діб після зарядки ЕРС акумулятора знижується до 1,36 В, що пояснюється спонтанним розкладанням

утворених при зарядці діоксидів нікелю. Робоча напруга акумулятора складає 1,44...1 В, з врахуванням саморозряду – 1,35...1 В.

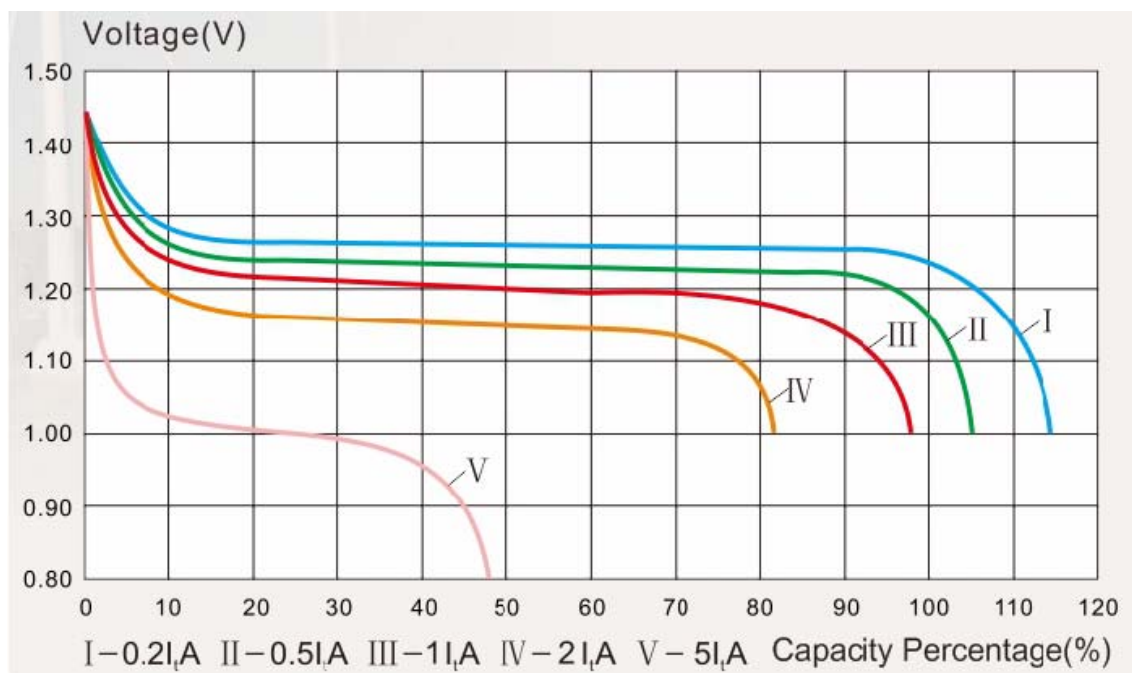


Рисунок 2.4 Криві розряду АБ серії ЕВН при $t=20^{\circ}\text{C}\pm 5^{\circ}\text{C}$

З рисунка 2.4 очевидно, що практично на всьому робочому діапазоні опір АБ незмінний. Так для номінального розрядного струму (крива III) опір АБ постійний в діапазоні від 10...15 до 75...80 % ємності, а для струмів менше номінального цей діапазон розширюється. Зовнішня характеристика батареї в цьому діапазоні описується наступним рівнянням

$$U_{AB} = U_{xx} - \left| i_{AB} \frac{dU_{12}}{di_{12}} \right| = E_{AB} - i_{AB} R_{AB}, \quad (2.45)$$

де U_{xx} – напруга АБ на холостому ході;

dU_{12} та di_{12} – відповідно різниці значень напруги та струмів в точках 1 та 2 всередині діапазону.

Таким чином процеси, що протікають в АБ достатньої ємності відповідають описаним в рівнянні (2.27).

Отже математична модель ВІМ в стартерному режимі в основному складається з тих же виразів, що і в генераторному режимі. Винятком є рівняння елементів кола

постійного струму – так як в стартерному режимі відсутнє навантаження, замість нього до математичної моделі включаються рівняння струму і напруги АБ, та рівняння руху, яке, з огляду на зміну напрямку передачі крутного моменту, не містить більше момент обертання первинного двигуна – його місце займає момент опору компресора ГТД. Застосування відповідних рівнянь математичної моделі ВІМ для відповідного режиму визначається умовами переходу з генераторного режиму в стартерний і навпаки.

З'ясовано вплив частоти відключення, моменту інерції та передаточного числа редуктора на потужність, затрачену стартером при пуску. Зменшення потужності пускового пристрою можна досягти за рахунок зменшення моменту інерції, зниження частоти супроводу або застосування редуктора з більш високим передаточним числом.

Розглянуто характеристики та параметри АБ, що використовуються для живлення стартерів та стартер-генераторів ГТД. Показано, що тривалість роботи АБ в значній мірі залежить від величини її розрядного струму. Відповідно і величина ємності АБ повинна бути достатньою, щоб забезпечити роботу пускових пристроїв та інших споживачів енергії під час перебування двигуна транспортного засобу в неробочому стані, тобто до тих пір, поки відповідний двигун не вийде на робочі оберти, які дозволяють перевести стартер-генератор в генераторний режим.

2.3 Розрахунок геометричної конфігурації та параметрів вентильно-індукторної машини

Врахування нелінійності магнітної системи ВІМ являється важливою задачею з огляду на явнополюсну конструкцію, локальне насичення зубців та високі значення індукції. Найбільш точно це можна зробити за допомогою розрахунку ВІМ з використанням польових методів. Однак такі обчислення потребують значного часу. Зберегти точність польових методів можна використовуючи попередньо розраховані залежності фазної індуктивності в функції фазного струму та кута повороту в математичній моделі, що описана вище.

Для застосування польових методів необхідно встановити геометричні параметри та обмоточні дані ІМ. Для розрахунку геометричної конфігурації машини можна скористатись відомою методикою ескізного проектування ВІМ [7]. Вона дозволяє визначити геометричні розміри та параметри індукторної машини, які забезпечують відповідні номінальні дані (Додаток В).

В цьому додатку також наведено основні рівняння для розрахунку магнітного поля спроектованої машини за якими формуються залежності фазної індуктивності в функції струму та кута повороту ротора

2.4 Розрахунок втрат вентильно-індукторної машини

При проектування електричних машин завжди намагаються підвищити їх ККД, тобто знизити потоки теплової енергії, що дозволяє знизити їх масу та габарити. В електричних машинах великої потужності ККД складає 95...98 %, а інколи навіть перевищує цей поріг. Якщо мова йде про стартер-генератори, то зазвичай їх потужність достатньо низька – 3...18 кВт. Як було зазначено в першому розділі стартер-генератори в основному застосовуються на транспортних засобах. Електрична енергія на таких об'єктах виробляється для живлення різноманітних систем, агрегатів і пристроїв. Хоча споживана механічна енергія в генераторному режимі частіше за все складає невелику частку із загальної виробленої механічної енергії приводних двигунів, питання підвищення масогабаритних показників, а отже і ККД, являється одним із найбільш актуальних.

В додатку Г наведено відомі підходи для визначення втрат в електричних машинах: електричних, механічних та магнітних втрат.

Вираз (Г.3) додатку Г дозволяє розрахувати втрати в підшипниках відповідно механічному навантаженню на вал машини. Це навантаження характеризується радіальним зусиллям F_{Rk} , яке у випадку з'єднання з первинним двигуном пружною муфтою має наступний вигляд [21]

$$F_{Rk} = 58,3 \sqrt{\frac{P}{\omega}} = 58,3 \sqrt{M_e}, \quad (2.46)$$

де P – механічна потужність на валу.

Втрати на тертя у підшипниках приводять до валу машини, оскільки енергія на їх подолання відбирається із електромагнітної енергії [22]. Для врахування впливу цих втрат при розрахунку динамічних режимів доцільно представити їх у вигляді моменту опору M_{nu} , враховуючи (2.42), та внести в рівняння руху. Таким чином рівняння (Г.3), (2.10) та (2.24) приймуть наступний вигляд

$$M_{nu} = 3,75 \cdot 10^{-4} (|0,5G_R + F_{Rk}(1+l+a)| + |0,5G_R - F_{Rk}(1+l+a)| + |0,5G_R + F_{Rk}(l+a)| + |0,5G_R - F_{Rk}(l+a)|). \quad (2.47)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J}(M - M_e - M_{nu}). \quad (2.48)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{J}(M_e - M_n - M_{nu}). \quad (2.49)$$

Явнополісність конструкції ІМ та її принцип дії призводять до того, що індукція в окремих частинах магнітопроводу неоднакова. Розрахунок магнітних втрат в такій машині доцільно проводити розбиваючи її геометрію на окремі ділянки і розраховуючи втрати кожної ділянки.

З врахуванням зазначеного в додатку Г та враховуючи [7], сумарні втрати в сталі розраховуються наступним чином

$$P_{cm} = (\sigma_z(\frac{f_S}{100}) + \sigma_{ex}(\frac{f_S}{100})^2) \cdot (k_{da}m_{aS}B_{aS}^2 + k_{dZ}m_{ZS}B_{ZS}^2) + (\sigma_z(\frac{f_R}{100}) + \sigma_{ex}(\frac{f_R}{100})^2) \cdot (k_{da}m_{aR}B_{aR}^2 + k_{dZ}m_{ZR}B_{ZR}^2), \quad (2.50)$$

де f_S, f_R – частоти перемагнічування статора та ротора;

k_{da}, k_{dZ} – коефіцієнти, що враховують збільшення втрат в сталі ярм та зубців внаслідок впливу технологічних факторів;

$m_{aS}, m_{aR}, m_{ZS}, m_{ZR}$ – відповідно маси ярм статора та ротора, зубців статора та ротора;

$B_{aS}, B_{aR}, B_{ZS}, B_{ZR}$ – відповідно індукції в ярмах статора та ротора, в зубцях статора та ротора.

Частоти перемагнічування статора f_S та ротора f_R відповідно

$$f_S = n \frac{Z_R}{60}, \quad (2.51)$$

$$f_R = n \frac{Z_R + 1}{60}. \quad (2.52)$$

Максимальні значення індукції в ярмах статора та ротора, в зубцях статора та ротора [7]

$$B_{aS} = \frac{\Psi_{max}}{W_k 2h_{aS} l_\delta}, \quad (2.53)$$

$$B_{aR} = \frac{\Psi_{max}}{W_k 2h_{aR} l_\delta}, \quad (2.54)$$

$$B_{zS} = \frac{\Psi_{max}}{W_k b_{zS} l_\delta}, \quad (2.55)$$

$$B_{zR} = \frac{\Psi_{max}}{W_k b_{zR} l_\delta}, \quad (2.56)$$

де Ψ_{max} – максимальне значення потокозчеплення машини;

l_δ – довжина магнітопровода;

h_{aS} , h_{aR} , b_{zS} , b_{zR} – відповідно ширини ярм статора та ротора, зубців статора та ротора.

Максимальне значення потокозчеплення машини в момент часу t_N на кроці інтегрування N

$$\Psi_{max(N)} = \sum_{n=1}^m \Psi_{\phi(max)(n)(N)} T_{max(n)}, \quad (2.57)$$

де $\Psi_{\phi(max)(n)(N)}$ – максимальне значення потокозчеплення фази в момент часу $t_N = N \cdot dt$;

$T_{max(n)}$ – період зміни максимального значення фазного потокозчеплення.

Умови зміни максимального значення потокозчеплення n -ї фази $\Psi_{\phi(max)(n)(N)}$ для моменту часу t_N

$$\Psi_{\phi(max)(n)(N)} = \begin{cases} \text{if } t_{вим(n)} = 1; \Psi_{\phi(max)(n)(N)} = \Psi_{\phi(n)(N)}; \\ \text{if } t_{вим(n)} = 0; \Psi_{\phi(max)(n)(N)} = \Psi_{\phi(max)(n)(N-1)}, \end{cases} \quad (2.58)$$

де $\Psi_{\phi(n)(N)}$ – миттєве значення потокозчеплення n -ї фази у момент часу t_N ;

$\Psi_{\phi(max)(n)(N-1)}$ – максимальне значення потокозчеплення фази на попередньому $(N-1)$ кроці інтегрування;

$t_{вим(n)}$ – момент комутації n -ї фази.

Фазне поточозчеплення приймає максимальне значення у момент вимикання фазної обмотки $t_{вим(n)}$. За керування ВІМ кутами комутації цей момент часу відповідає куту вимикання $\theta_{вим}$, що відображається заднім фронтом сигналу $G_{\theta(n)}$. Однак, у випадку керування комутацією ключів ВП за показами датчика максимального струму, момент комутації фази можна визначити лише за сигналами системи керування.

Максимальне значення поточозчеплення фазних обмоток для будь-якого алгоритму керування змінюється при відключенні наступної фази, період цієї зміни визначається наступним чином

$$T_{max(n)} = \overline{G_{i(n)}} \vee G_{(n+1)}, \quad (2.59)$$

де $G_{(n+1)}$ – логічний сигнал комутації фази, наступної після n -ї, відповідно їх чергування.

Момент комутації фази незалежно від алгоритму керування

$$t_{вим(n)} = T_{max(n)(N)} \wedge \overline{T_{max(n)(N-1)}}. \quad (2.60)$$

Для врахування впливу магнітних втрат на протікання процесів електромеханічного перетворення енергії їх включають в рівняння машини. Існує два способи їх врахування: приведенням втрат в сталі до механічної енергії [22] (внесення втрат в рівняння руху) подібно механічним втратам та приведенням втрат до первинної обмотки (у вигляду еквівалентного опору на якому виділяються втрати, які рівні магнітним) [19].

Перший спосіб є більш зручним, особливо при розрахунку динамічних режимів, коли еквівалентний опір втрат змінюється в широких межах.

Еквівалентний момент опору, який рівний магнітним втратам розраховується наступним чином

$$M_{cm} = \frac{P_{cm}}{\omega}. \quad (2.61)$$

Другий спосіб запозичений з підходів до розрахунку асинхронних машин Т- та Г-подібними схемами заміщення. Аналогічно Г-подібній схемі заміщення асинхронної машини, в ВІМ еквівалентний опір втрат в сталі приводиться до клем

ВП. Однак у цьому випадку величина його змінна, оскільки втрати в сталі ВІМ змінюються в широкому діапазоні відповідно частоті обертання та вихідній напрузі. Відповідно магнітні втрати ВІМ пропорційні еквівалентному струму, який розраховується для режиму генератора (2.62) та стартера (2.63) наступним чином

$$i_{cm} = \frac{P_{cm}}{U_d}. \quad (2.62)$$

$$i_{cm} = \frac{P_{cm}}{U_{AB}}. \quad (2.63)$$

Насправді струм i_{cm} не може протікати постійно, так як магнітні втрати спостерігаються тільки при протіканні магнітного потоку, тобто при наявності прикладеної до фази напруги. В ВІМ при комутації фази відбувається зміна полярності напруги. При комутації фази ЕРС обмотки буде намагатись зберегти напрям протікання струму в обмотці, що призведе до зростання потенціалу на аноді верхнього діода і зменшення потенціалу на катоді нижнього діода. В результаті цього вони відкриваються і до обмотки буде прикладена зворотна напруга. Оскільки втрати в сталі вираховуються із електричної потужності, то, як і в випадку фазного струму у виразі (2.13), напрям еквівалентного струму відносно вихідного струму буде змінюватись. Полярність еквівалентного струму буде визначатись полярністю напруги. Відповідно схемі заміщення еквівалентний струм n -ї фази $i_{cm(n)}$ визначатиметься з рівняння

$$i_{cm(n)} = i_{cm} \cdot k_{\phi(n)}. \quad (2.64)$$

Таким чином вихідний струм машини (2.10) збільшується на величину еквівалентного струму втрат в сталі

$$i_d = \sum_{n=1}^m k_{\phi(n)} \cdot (i_{\phi(n)} + i_{cm(n)}), \quad (2.65)$$

Отже, в даному підрозділі наведено підходи до визначення та врахування втрат ВІМ: електричних, магнітних та механічних. Для врахування електричних і механічних втрат використано відомі підходи. Вказано способи врахування втрат в сталі в традиційних електричних машинах. Запропоновано підхід до врахування магнітних втрат ВІМ у вигляді еквівалентного струму, напрямок якого відповідає

фазній напрузі та визначається відповідно запропонованим логічним виразам. Розроблений підхід зв'язує втрати в сталі та електричну енергію, що дозволяє встановити їх вплив на протікання процесів електромеханічного перетворення енергії ВІМ. Параметри машини, необхідні для визначення електричних та магнітних втрат, розраховуються для відомої геометрії ІМ за [7], для механічних втрат – за [21].

2.5 Алгоритми розрахунку режимів роботи ВІСтГ

Для зручності та більшої універсальності математичні моделі генераторного і стартерного режимів були побудовані максимально подібними, послідовність визначення величин в обох режимах однакова. Це дозволило розробити алгоритми розрахунку, які забезпечують можливість перевodu ВІСтГ з одного режиму в інший, не перериваючи розрахунки.

В разі необхідності моделювання ВІСтГ може проводитись за спрощеною математичною моделлю, наприклад, не враховуючи механічні і магнітні втрати. Подібне рішення може стати в нагоді при попередніх розрахунках, так як в такому випадку відпадає необхідність визначення великої кількості параметрів і коефіцієнтів, що використовуються при визначенні втрат.

2.5.1 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ за повною математичною моделлю

Алгоритм розрахунку процесів за повною математичною моделлю окрім рівнянь машини, перетворювача, системи керування і елементів кола постійного струму включає рівняння для визначення механічних і магнітних втрат та враховує їх вплив на протікання процесів електромеханічного перетворення енергії. Відповідно заданому режиму роботи ВІСтГ для розрахунку величин застосовуються відповідні формули. Вибір режиму здійснюється на етапі задання вектора початкових умов, тобто може змінюватися за необхідності.

Алгоритм розрахунку процесів наступний (рис. 2.5). Встановлюються умови розрахунку: початковий номер кроку інтегрування N (зазвичай $N=0$), крок

інтегрування dt та тривалість розрахунку $t_{k(N)}$. Для розрахунку використовуються: кути вмикання $\theta_{\text{вм}}$ та вимикання $\theta_{\text{вим}}$; ємність C та опори фазної обмотки R_ϕ і навантаження R_n ; електрорушійна сила E_{AB} та внутрішній опір акумуляторної батареї R_{AB} ; порогове значення фазного струму $i_{\phi(max)}^*$; залежності фазної індуктивності від фазного струму та кута повороту ротора $L_\phi = f(\theta_\phi, i_\phi)$ та часткової похідної індуктивності за кутом повороту ротора; число фаз m і полюсів ротора Z_R ; момент інерції агрегату J та момент обертання первинного двигуна M ; коефіцієнти моменту опору c та x ; вага ротора G_R ; довжина магнітопроводу l_δ ; геометричні розміри консолі валу l та місця для встановлення підшипника a ; коефіцієнти, що визначають втрати в сталі на гістерезис σ_ϵ та вихрові струми $\sigma_{\text{вх}}$, враховують збільшення втрат в ярмах k_{da} та зубцях k_{dz} ; маса ярм статора m_{aS} та ротора m_{aR} , зубців статора m_{zS} та ротора m_{zR} ; кількість витків котушки W_k ; ширини ярм статора h_{aS} та ротора h_{aR} , зубців статора b_{zS} та ротора b_{zR} .

На першому етапі задається вектор початкових умов: напруга на конденсаторі $U_{C(N)}$, струми фаз $i_{\phi(n)(N)}$, фазні потокозчеплення $\Psi_{\phi(n)(N)}$, максимальне значення фазного потокозчеплення $\Psi_{\phi(max)(n)(N)}$ (зазвичай $\Psi_{\phi(max)(n)(N)} = \Psi_{\phi(n)(N)}$), частота обертання $\omega_{(N)}$ та кут повороту ротора $\theta_{(N)}$, значення сигналів СК за кутами $G_{\theta(n)(N)}$ та струмом $G_{i(n)(N)}$. На цьому етапі здійснюється вибір режиму ВІСтГ і, за необхідності, змінюються параметри (кути комутації вмикання $\theta_{\text{вм}}$ та $\theta_{\text{вим}}$, максимальне значення фазного струму $i_{\phi(max)}^*$, тощо).

На другому етапі виконується приріст кроку інтегрування, номер якого відповідає поточному кроку $N := N+1$ та визначається час розрахунку $t_{(N)} = N \cdot dt$. Далі за (2.6) визначаються відносні величини кута повороту ротора для $q_{(n)}$ фаз статора. Далі відповідно до нього та кутів комутації визначається дія СК (відповідно кутів комутації) за (2.22), а потім (відповідно рівня фазного струму) за (2.23). Сигнали на ввімкнення фаз ВІМ системою керування визначаються на поточному (N) та попередньому ($N-1$) кроках інтегрування за (2.21). Відповідно цим сигналам встановлюється стан елементів ВП, розраховуються струми транзисторів за (2.15) та діодів за (2.16).

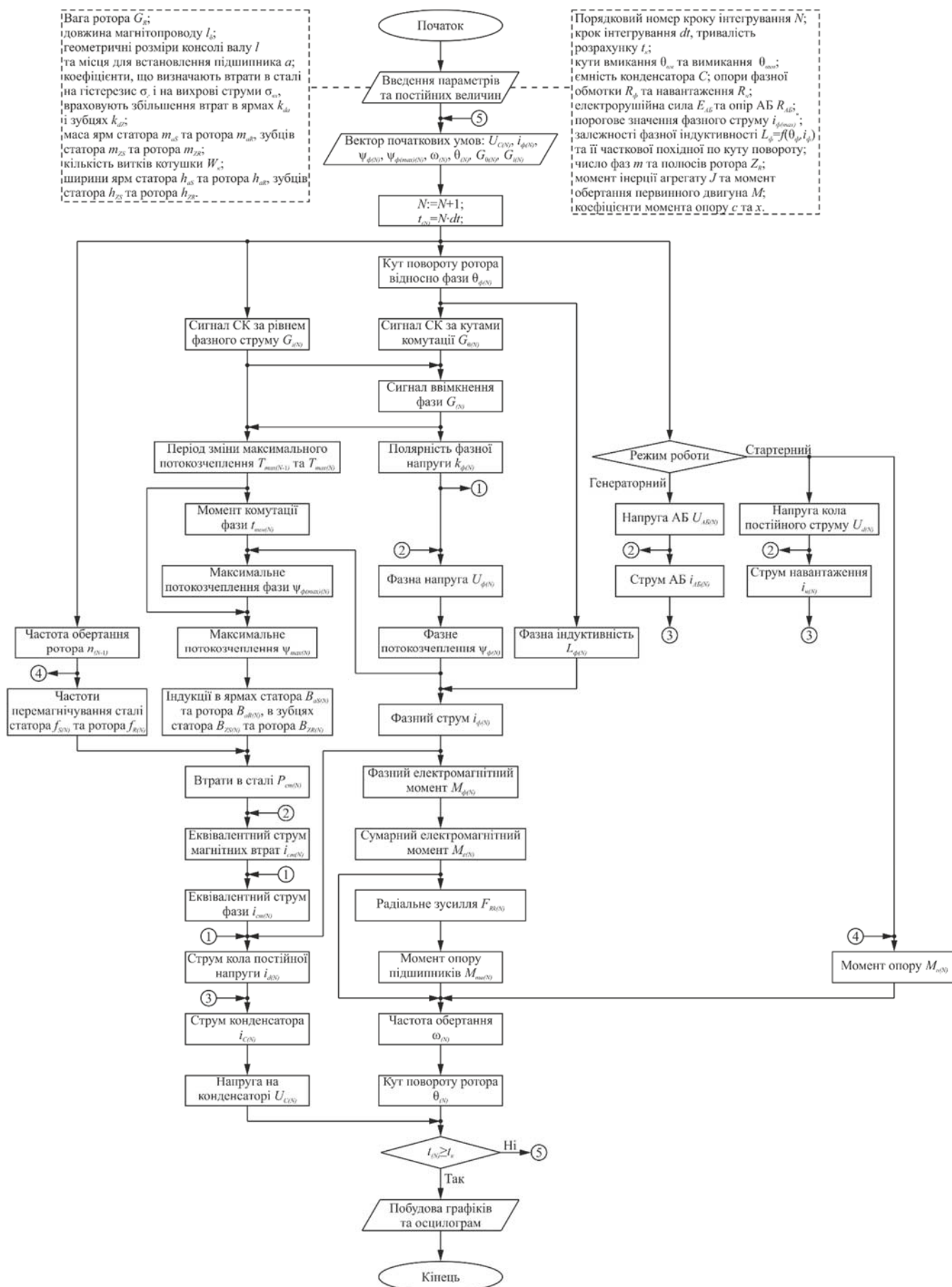


Рисунок 2.5 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ за повною математичною моделлю

Третій етап. Для генераторного режиму розраховується напруга кола постійного струму за (2.17), а для стартерного – напруга АБ за (2.26), відповідно до внутрішнього опору та значень струму і напруги конденсатора на попередньому $(N-1)$ кроці інтегрування. Визначається знак напруги кожної фази шляхом розрахунку коефіцієнту полярності за (2.14). Відповідно обраному режиму ВІСтГ значення фазних напруг з врахуванням полярності встановлюються для генераторного режиму за (2.12), а для стартерного за (2.25). Розраховується похідна фазного потокозчеплення за часом (2.1) з врахуванням попередніх значень напруги та струму фази. Потокозчеплення фази визначається інтегруванням рівняння (2.1). Індуктивність обмотки фази визначається за залежністю (2.5), струм фази з рівняння (2.4). Електромагнітний момент кожної фази розраховується за (2.8) із попереднім встановленням значень функції часткової похідної індуктивності за кутом повороту ротора. Далі розраховується сумарний момент машини (2.9).

Четвертий етап. Для визначення механічних втрат розраховується радіальне зусилля прикладене до кінця валу за (2.46). Відповідно механічні втрати у вигляді моменту опору визначаються за (2.47). Значення частоти обертання на попередньому $(N-1)$ кроці інтегрування встановлюється за (2.30). При роботі ВІСтГ в стартерному режимі за (2.29) визначається момент опору компресора. Для генераторного режиму частота обертання ротора розраховується інтегруванням рівняння (2.48), а для стартерного – рівняння (2.49). Кут повороту ротора розраховується інтегруванням частоти обертання за (2.11).

П'ятий етап. Для визначення магнітних втрат, відповідно сигналів СК на ввімкнення фаз, визначається період зміни максимального значення фазного потокозчеплення на поточному (N) та попередньому $(N-1)$ кроках інтегрування за (2.59). Далі розраховується момент комутації фази (2.60), відповідно якому перевіряється умова зміни максимального значення потокозчеплення фази (2.58). Власне саме значення максимального потокозчеплення машини розраховується за виразом (2.57). Розраховуються максимальні значення індукції в ярах статора (2.53) та ротора (2.54), в зубцях статора (2.55) та ротора (2.56), частоти перемагнічування статора (2.51) та ротора (2.52). Величина втрат в сталі знаходиться із рівняння (2.50).

В генераторному режимі еквівалентний струм розраховується за (2.62), а в стартерному – за (2.63). За (2.64) для кожної фази розраховуються струми що протікають в еквівалентних опорах, електрична потужність яких еквівалентна потужності втрат в сталі. Відповідно цим та фазним струмам, враховуючи напрям їх протікання, визначається вихідний струм ВІСтГ за (2.65). Далі в генераторному режимі встановлюється значення струму навантаження за (2.18), а в стартерному – струму АБ за (2.27). Розраховується струм конденсатора за (2.19) і (2.28) для генераторного і стартерного режимів відповідно. Напруга конденсатора визначається інтегруванням рівняння (2.20).

На заключному етапі розрахунку визначаються величини необхідні для побудови графіків (наприклад, за (Г.2) виконується розрахунок електричних, а за (Г.3) механічних втрат). Подальший розрахунок переходить до першого етапу.

Для наглядності описаного алгоритму нижче подано його блок-схеми окремо для генераторного та стартерного режимів (рис. 2.6, рис. 2.7) на одному кроці інтегрування відносно порядкових номерів формул, що застосовуються при розрахунку.

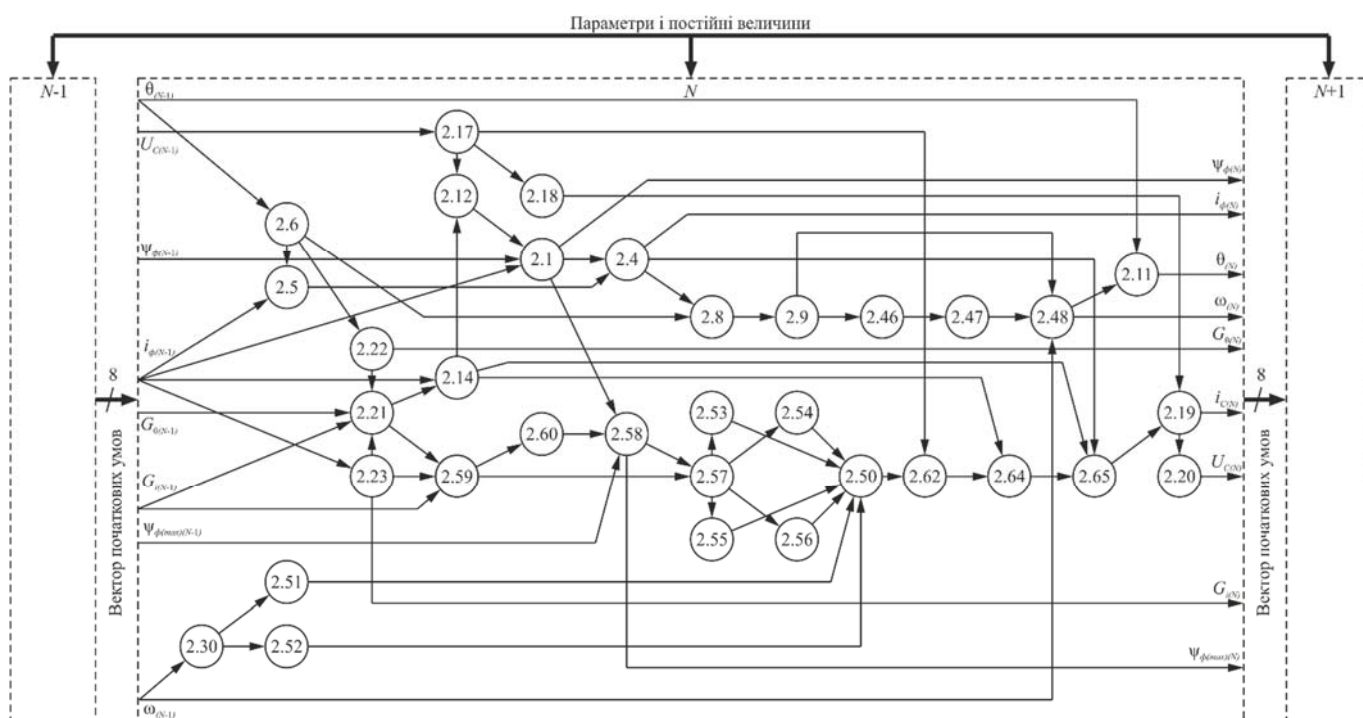


Рисунок 2.6 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ в генераторному режимі

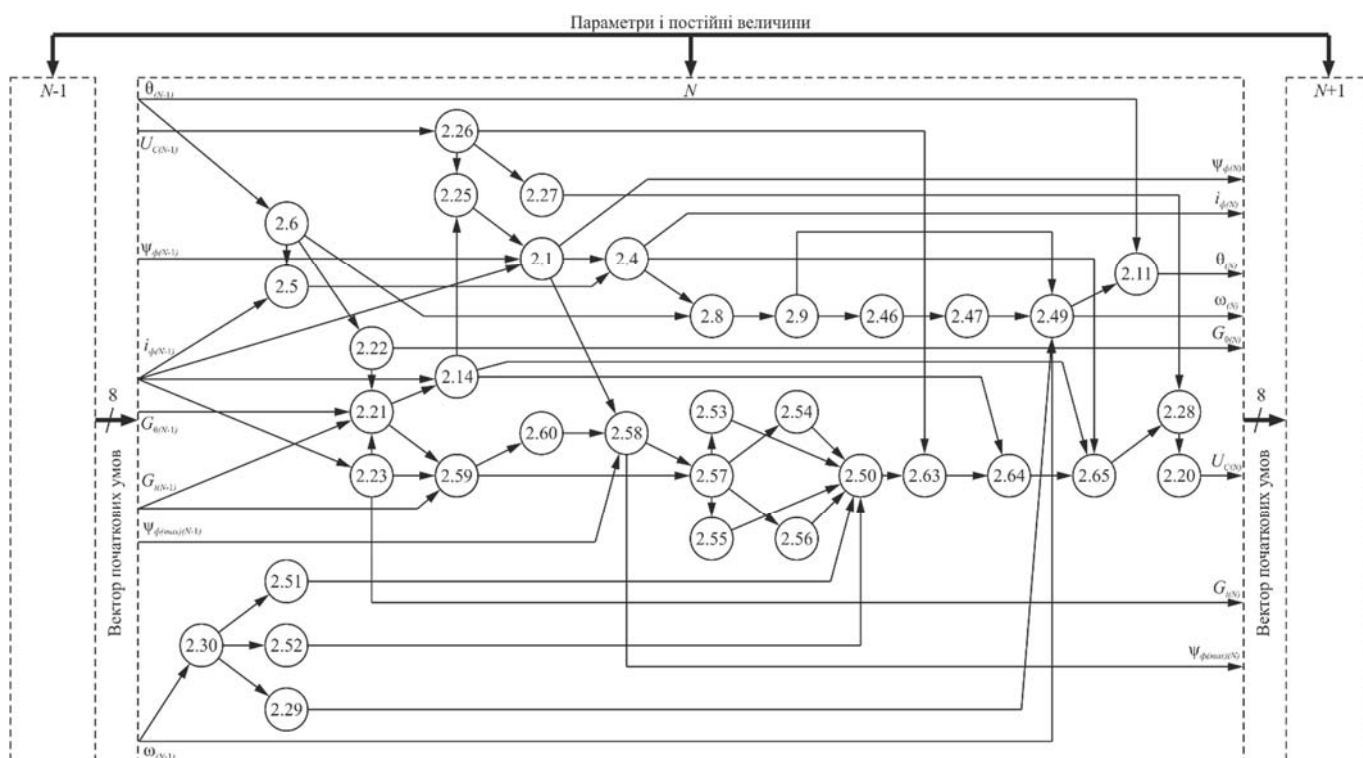


Рисунок 2.7 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ в стартерному режимі

Варто зазначити, що при необхідності розрахунків процесів ВІМ в генераторному режимі за постійної частоти обертання алгоритм можна дещо спростити. Так замість визначення частоти відповідно (2.48) її можна задати сталою: $\omega_{(N)} = \text{const.}$

2.5.2 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ за спрощеною математичною моделлю

Спрощений алгоритм розрахунку процесів не враховує вплив механічних та магнітних втрат. Такий підхід дозволяє значно знизити час розрахунку, що може бути важливим при проектуванні, попередніх розрахунках, тощо. Платою за пришвидшення буде збільшення похибки розрахунку, особливо при визначенні енергоефективності (з огляду на відсутність втрат). За необхідності втрати можуть бути розраховані на заключному етапі (при наявності необхідних вихідних даних), однак варто пам'ятати, що вони не будуть враховані в балансі потужностей ВІСтГ.

Алгоритм розрахунку процесів наступний (рис. 2.8). Встановлюються умови розрахунку: початковий номер кроку інтегрування N (зазвичай $N=0$), крок інтегрування dt та тривалість розрахунку $t_{k(N)}$. Для розрахунку використовуються: кути вмикання $\theta_{вм}$ та вимикання $\theta_{вим}$; ємність C та опори фазної обмотки R_ϕ і навантаження R_n ; електрорушійна сила E_{AB} та внутрішній опір акумуляторної батареї R_{AB} ; порогове значення фазного струму $i_{\phi(max)}^*$; залежності фазної індуктивності від фазного струму та кута повороту ротора $L_\phi=f(\theta_\phi, i_\phi)$ та часткової похідної індуктивності за кутом повороту ротора; число фаз m і полюсів ротора Z_R ; момент інерції агрегату J та момент обертання первинного двигуна M ; коефіцієнти моменту опору c та x .

На першому етапі задається вектор початкових умов: напруга на конденсаторі $U_{C(N)}$, струми фаз $i_{\phi(n)(N)}$, фазні потокозчеплення $\psi_{\phi(n)(N)}$, частота обертання $\omega_{(N)}$ та кут повороту ротора $\theta_{(N)}$. На цьому етапі здійснюється вибір режиму ВІСтГ і, за необхідності, змінюються параметри (кути комутації вмикання $\theta_{вм}$ та $\theta_{вим}$, максимальне значення фазного струму $i_{\phi(max)}^*$, тощо).

На другому етапі виконується приріст кроку інтегрування, номер якого відповідає поточному кроку $N:=N+1$ та визначається час розрахунку $t_{(N)}=N \cdot dt$. Далі за (2.6) визначаються відносні величини кута повороту ротора для $q_{(n)}$ фаз статора. Далі відповідно до нього та кутів комутації визначається дія СК (відповідно кутів комутації) за (2.22), а потім (відповідно рівня фазного струму) за (2.23). Сигнали на ввімкнення фаз ВІМ системою керування визначаються за (2.21). Відповідно цим сигналам встановлюється стан елементів ВП, розраховуються струми транзисторів за (2.15) та діодів за (2.16).

Третій етап. Розрахунок величин на цьому етапі повністю повторює розрахунки на третьому етапі в підрозділі 2.5.1.

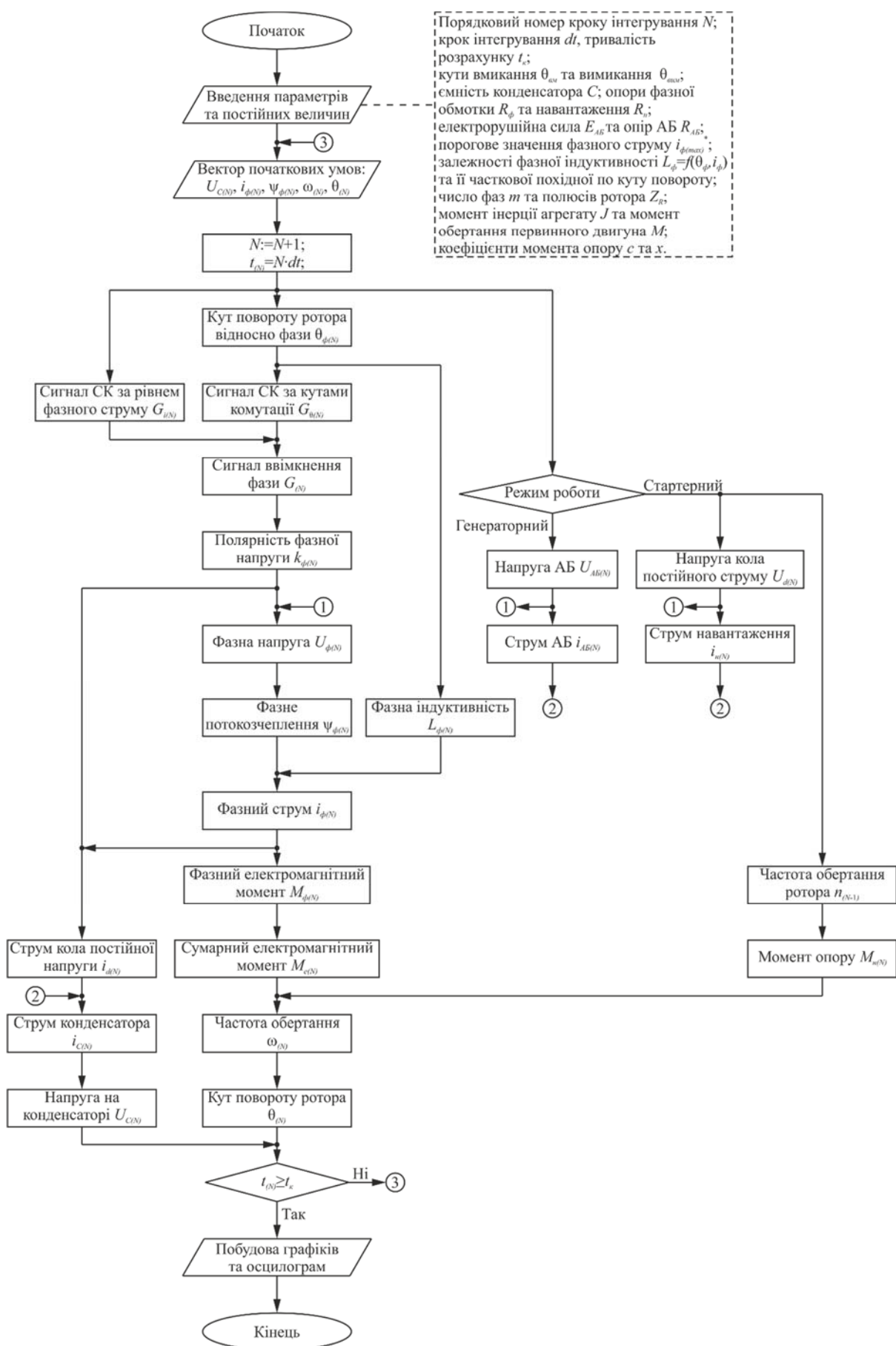


Рисунок 2.8 Алгоритм розрахунку процесів ВІСТГ за спрощеною математичною моделлю

Четвертий етап. Значення частоти обертання на попередньому $(N-1)$ кроці інтегрування встановлюється за (2.30). При роботі ВІСтГ в стартерному режимі за (2.29) визначається момент опору компресора. Для генераторного режиму частота обертання ротора розраховується інтегруванням рівняння (2.10), а для стартерного – рівняння (2.24). Кут повороту ротора розраховується інтегруванням частоти обертання за (2.11).

П'ятий етап. Відповідно фазним струмам, враховуючи напрям їх протікання, визначається вихідний струм ВІСтГ за (2.13). Далі в генераторному режимі встановлюється значення струму навантаження за (2.18), а в стартерному – струму АБ за (2.27). Розраховується струм конденсатора за (2.19) і (2.28) для генераторного і стартерного режимів відповідно. Напруга конденсатора визначається інтегруванням рівняння (2.20).

На заключному етапі розрахунку визначаються величини необхідні для побудови графіків. Подальший розрахунок переходить до першого етапу.

Послідовність використання формул для розрахунків за наведеним алгоритмом для генераторного і стартерного режимів відображена на рис. 2.9 та 2.10 відповідно.

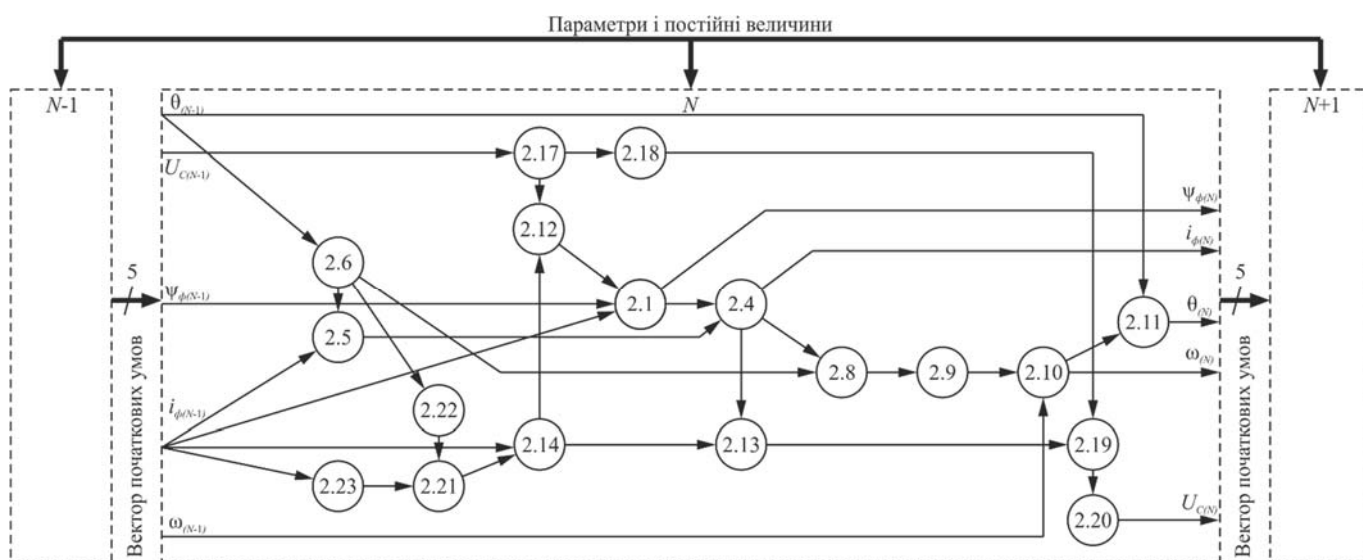


Рисунок 2.9 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ за спрощеною математичною моделлю в генераторному режимі

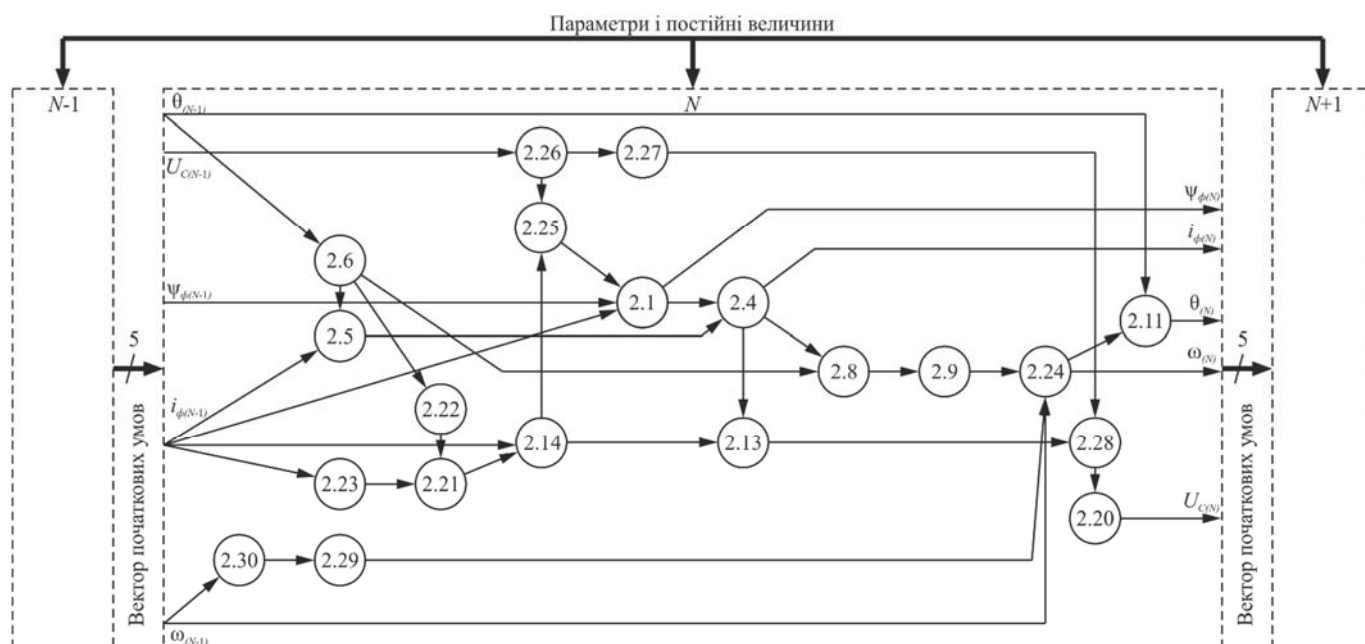


Рисунок 2.10 Алгоритм розрахунку процесів ВІСтГ за спрощеною математичною моделлю в стартерному режимі

Таким чином представлено алгоритми розрахунку процесів ВІМ в генераторному та стартерному режимах. Для зручності наведено як повні, так і спрощені алгоритми, що може значно зекономити час при попередніх розрахунках.

Рівняння математичних моделей та алгоритми розрахунку процесів ВІМ використані при створенні імітаційних моделей в середовищі Matlab Simulink (Додаток Д). При необхідності врахування інерційності, втрат в напівпровідникових елементах та їх паразитних ємностях також можна скористатись засобами імітаційного моделювання. Так з метою дослідження їх впливу на протікання процесів електромеханічного перетворення енергії та для перевірки адекватності математичного моделювання ВП в середовищі Matlab Simulink була розроблена імітаційна модель вентильного перетворювача із використанням бібліотеки SimPowerSystems, елементи якого представлені пасивними двополюсниками, параметри яких змінюються в момент комутації [10,11,56].

Посилання: [7-12, 19, 21, 22, 24, 56] див. Список використаних джерел стор. 174-176, 179.

2.6 Висновки до розділу 2

Розроблено математичну модель ВІСтГ, що базується на диференційних і алгебраїчних рівняннях контурів статора, електромагнітного моменту, руху, залежностях індуктивності від кута повороту ротора та струму фази, рівняннях ВП, що зв'язують ІМ з елементами кола постійного струму, виразах булевої алгебри для визначення стану напівпровідникових елементів ВП, яка враховує вплив електричних, магнітних і механічних втрат та дозволяє розраховувати режими стартер-генератора.

Представлено повні та спрощені алгоритми розрахунку процесів ВІСтГ в генераторному та стартерному режимах.

Відповідно математичній моделі і алгоритмам розрахунку створено імітаційну модель ВІСтГ, яка враховує нелінійність магнітної системи, дискретність роботи ВП, електричні, механічні, магнітні втрати та втрати в напівпровідникових елементах ВП, навантаження первинного двигуна та характеристики АБ.

Розроблені моделі завдяки комбінації рівнянь теорії електричних кіл, логічних виразів та залежності індуктивності, розрахованої польовими методами, дозволяють зберегти високу точність польових методів при забезпеченні простоти і швидкості розрахунку процесів ВІСтГ методами теорії електричних кіл. Математичні та імітаційні моделі дозволяють розраховувати перехідні та квазісталі процеси ВІСтГ, реалізовувати різноманітні алгоритми керування як в стартерному, так і в генераторному режимі.

Отримав подальший розвиток науковий підхід до врахування магнітних втрат електричних машин з використанням активного опору, струм якого визначається величиною потужності втрат та напругою ВІМ відповідно запропонованим логічним виразам.

РОЗДІЛ 3

СТАРТЕРНИЙ РЕЖИМ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА

Запуск електричної машини характеризується перехідним процесом, що призводить до зміни електромагнітного стану елементів системи і порушення динамічної рівноваги. В результаті порушення динамічної рівноваги змінюється частота обертання ротора машини, що являється реакцією на порушення балансу моментів. Перехідні знакозмінні моменти викликають нерівномірність розгону, створюють удари і механічні перенапруження у всіх ланках кінематичного ланцюга [3, 8]. Таким чином актуальною є задача оптимального керування пусковими процесами. Зокрема завдання зниження перехідних моментів для забезпечення плавності розгону та перехідних струмів для зменшення навантаження на електричну мережу, підвищення енергоефективності, зниження тривалості пуску, тощо, представляють інтерес як для теоретичних досліджень так і для практичного використання.

Як зазначалось в першому розділі, питання стартерного режиму вентильно-індукторних машин практично не розглядались. Відомі дослідження пуску вентильно-індукторних двигунів від мережі постійного струму нескінченної потужності через DC-DC перетворювач [5].

Вентильно-індукторний стартер-генератор (ВІСтГ) повинен працювати в стартерному режимі до тих пір поки ДВЗ (наприклад газова турбіна) не перейде на основне робоче паливо. Вимоги до роботи стартера залежать від області його використання. Наприклад, для авіаційного стартер-генератора висуваються наступні вимоги:

- стартер повинен розкручувати газову турбіну до частоти 1200...1500 об/хв (номінальна частота обертання при цьому складає 4000...9000 об/хв);
- тривалість запуску не повинна перевищувати 30 с для запобігання перегріву;
- необхідно забезпечити плавність розкрутки турбіни під час запуску, так як різкі удари і поштовхи можуть призвести до виходу турбіни з ладу.

Остання вимога висувається до всіх типів турбін. В першу чергу вона означає відсутність знакозмінних електромагнітних моментів. Крім того відмітимо, що в деяких випадках газову турбіну необхідно розкручувати до значно більшої частоти обертання 20 000....30 000 об/хв (номінальна частота обертання 50 000...55 000 об/хв). Протікання процесів при таких пусках не відрізняється від процесів представлених в даному розділі.

Тривалість запуску залежить від потужності та конструкції турбіни. Наприклад для ДСУ АІ-9 що встановлюється на вертольотах Мі-8МТ, Мі-17, Мі-24, Мі-28, Мі-35, Ка-50, Ка-52 тривалість пуску ГТД до частоти 5625 об/хв не повинна перевищувати 20 с (стартер – СТГ-3). При цьому піковий струм стартера СТГ-3 не повинен перевищувати 1000 А, а середній споживаний – 350 А (АБ – 12-САМ-28) [23].

Типову діаграму пуску газотурбінного двигуна можна побачити на рисунку 3.1, а. Процес запуску ділиться за три етапи: І – розгін турбіни ГТД стартером до частоти запалювання паливноповітряної суміші (n_1), ІІ – подальша розкрутка ГТД за рахунок моментів стартера і самої турбіни до частоти відключення стартера (n_2) та ІІІ – вихід ГТД на робочу частоту (n_3) за рахунок лише моменту турбіни. Очевидно, що потужність, необхідна для запуску ГТД на початковому етапі, забезпечується лише пусковим пристроєм. Час відключення стартера регламентується здатністю самостійно вивести ротор ГТД на робочу частоту обертання за встановлений час.

Система запуску (СЗ) нерідко реалізує більш складні алгоритми пуску (рис. 3.1, б). Так СЗ газотурбінного двигуна АІ-20 (потужністю $P_{ном}=1,6$ МВт) забезпечує автоматичний його запуск по спеціалізованій часовій програмі. Під час її роботи потужність стартерів регулюється зміною напруги їх живлення в діапазоні близько 3...48 В за рахунок пускових резисторів (забезпечують плавність пуску), вугільних регуляторів (збільшення опору обмотки збудження) та перемикачів груп акумуляторів з паралельного на послідовне з'єднання (подвоєння напруги) [12].

В окремих випадках може застосовуватися ручний (неавтоматизований) запуск, із живленням від зварювального перетворювача, наприклад ПСУ-1000-4, напруга

якого, для забезпечення плавного зростання потужності стартерів, регулюється пусковим реостатом в діапазоні 5...60 В [12].

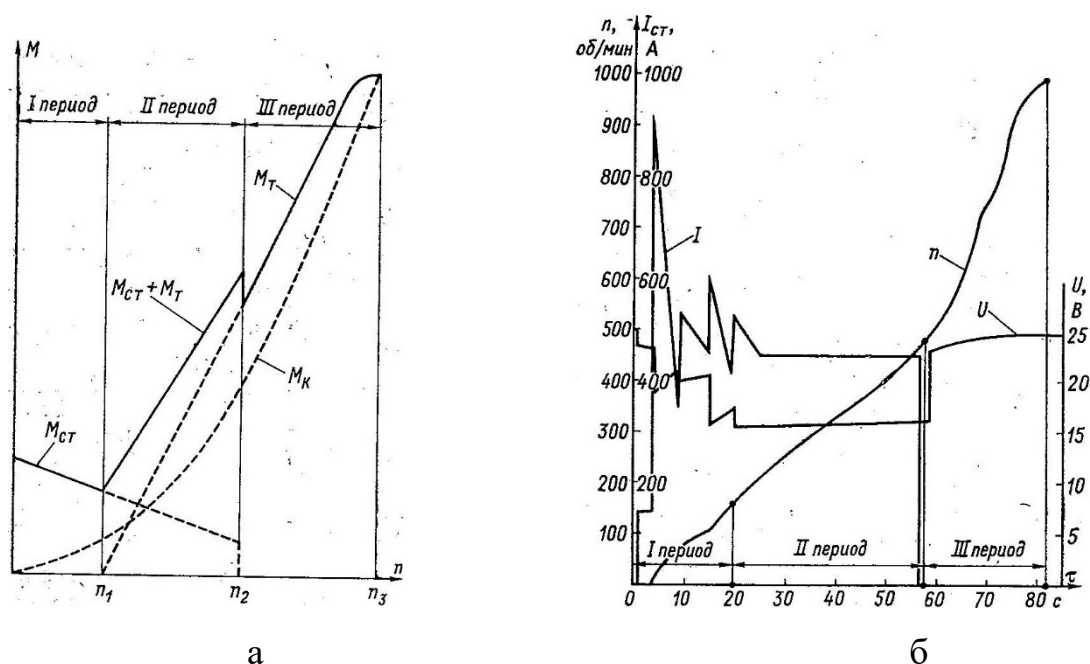


Рисунок 3.1 Процес запуску ГТД: а) типова діаграма запуску; б) характеристики пуску двигуна AI-20

Як бачимо реальні пускові процеси досить складні та можуть суттєво відрізнятись в залежності від типу двигуна та області використання. Тому дослідження процесів пуску виконують за графоаналітичним методом [12], розбиваючи пускові характеристики на три етапи, тобто як було показано на рисунку 3.1, а. Аналогічний підхід застосовується і при виборі пускових пристроїв для ГТД. Відповідно розрахунок пускових процесів ВІСтГ виконано також за спрощеними підходами. При моделюванні стартер із навантаженням компресора ГТД розганяється до частоти запалювання паливноповітряної суміші (n_1), тобто реалізується етап I. Частота обертання, яку необхідно досягти стартеру, обрана рівною 1500 об/хв. Стартерний режим ВІСтГ здійснюється наступним чином: АБ під'єднується до конденсаторів ВП які заряджаються до рівня її напруги. В подальшому система керування забезпечує підключення фазних обмоток ІМ за допомогою ВП до шини постійного струму у відповідності з показами датчика положення ротора.

В даному розділі досліджувалися наступні способи пуску ВІСтГ:

- пуски від АБ без обмеження рівня фазного струму (прямі пуски);
- пуски від АБ при обмеженні рівня фазного струму.

3.1 Дослідження пусків вентиляно-індукторного стартер-генератора від акумуляторної батареї без обмеження фазного струму

Завдання дослідження перехідних процесів пуску ВІСтГ полягає в тому, щоб з'ясувати характер зміни струмів елементів ВП і тривалість пуску стартера до частоти супроводу.

Дослідження стартерного режиму ВІМ проводились методом математичного моделювання з наступною експериментальною перевіркою [40]. Розрахунки варіантів пуску здійснювались при ідентичних початкових умовах: за однакових моментів інерції J_C і опору M_n , параметрів ВІМ та АБ. Розрахунки виконано для ВІМ з наступними номінальними даними: номінальна потужність 3 кВт; номінальні напруга і частота обертання відповідно 28 В і 3000 об/хв, вентиляний перетворювач виконаний за схемою наведеною в [9].

При дослідженні процесів пуску на основі часових залежностей виконувався розрахунок середніх за час перехідного процесу пуску величин. Пуск проводиться від АБ з внутрішнім опором $R_{AB}=R_{AB(ном)}$. При цьому визначено тривалість пуску t , максимальні миттєві значення фазного струму $i_{\phi(max)}$, струм акумуляторної батареї I_{AB} , її потужність P_{AB} , загальна W_{AB} та корисна $W_{VICmГ}$ енергія, витрачені під час пуску.

Так як процеси перетворення енергії в перехідних процесах значно складніші ніж в усталених, то представлення про енергетичні показники усталених режимів не можуть бути перенесені на перехідні процеси. При дослідженні енергетики пуску виконувався розрахунок енергії W_{AB} та середньої споживаної потужності P_{AB} .

Кількість електричної енергії, що витрачається АБ для пуску ВІСтГ визначається наступним чином

$$W_{VICmГ} = \int P_{AB} dt = \int u_{AB} \cdot i_{AB} dt. \quad (3.1)$$

Тоді як корисна потужність, що витрачається АБ під час пуску стартера рівна

$$P_{AB} = U_{AB} \cdot I_{AB} = \frac{W_{BICm\Gamma}}{t}. \quad (3.2)$$

Параметри: $C=0,8976$ Ф, $R_C=1,25 \cdot 10^{-4}$ Ом, $J_C=0,1$ кг·м², $E_{AB}=28$ В, $R_{AB}=0,02$ Ом, $\theta_{вм}=45^\circ$, $\theta_{вум}=75^\circ$, де R_C – внутрішній опір конденсаторної батареї. Пуски ВІСтГ проводились при відсутності регулювання фазного струму.

Характер протікання процесу пуску за відсутності обмеження фазних струмів відображений на рис. 3.2-3.3. Амплітудні значення фазних струмів індукторної машини (рис. 3.2, а) в такому випадку залежать від проти-ЕРС, яка визначається рівнем напруги живлення та втратами в обмотках. В початковий момент пуску проти-ЕРС відсутня і струм фази різко зростає з огляду на низьку індуктивність фази. Такий стрибок потребує значних витрат енергії, що викликає просадку напруги АБ (рис. 3.3, а), і, як наслідок, фазні струми знижуються. Різкий стрибок струмів фаз викликає відповідну зміну струму АБ (рис. 3.3, б), так як його величина пропорційна фазним струмам. Пульсації струму АБ, які відображаються на її напрузі, викликані пульсаціями електромагнітного моменту. Величина електромагнітного моменту в момент пуску досить значна (рис. 3.2, б, рис. 3.3, в). За номінальних даних ВІСтГ відношення пускових значень струмів та моменту до цих величин при досягненні заданої частоти обертання (1500 об/хв) складає відповідно 3 і 6. По мірі розкручування ротора момент зменшується і частота обертання (рис. 3.3, г) змінюється відповідно механічній характеристиці, яка характерна для двигуна постійного струму послідовного збудження.

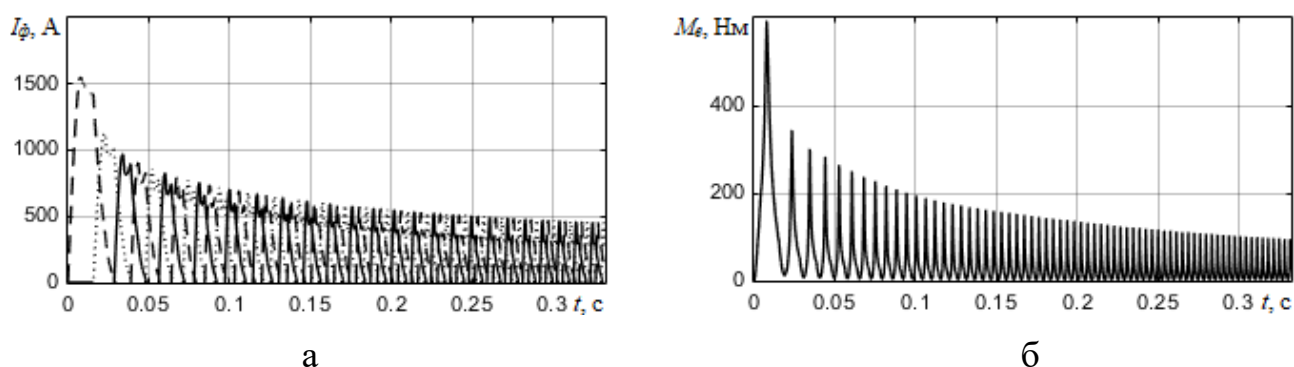


Рисунок 3.2 Осцилограми фазних струмів (а) та електромагнітного моменту (б) ВІСтГ в стартерному режимі

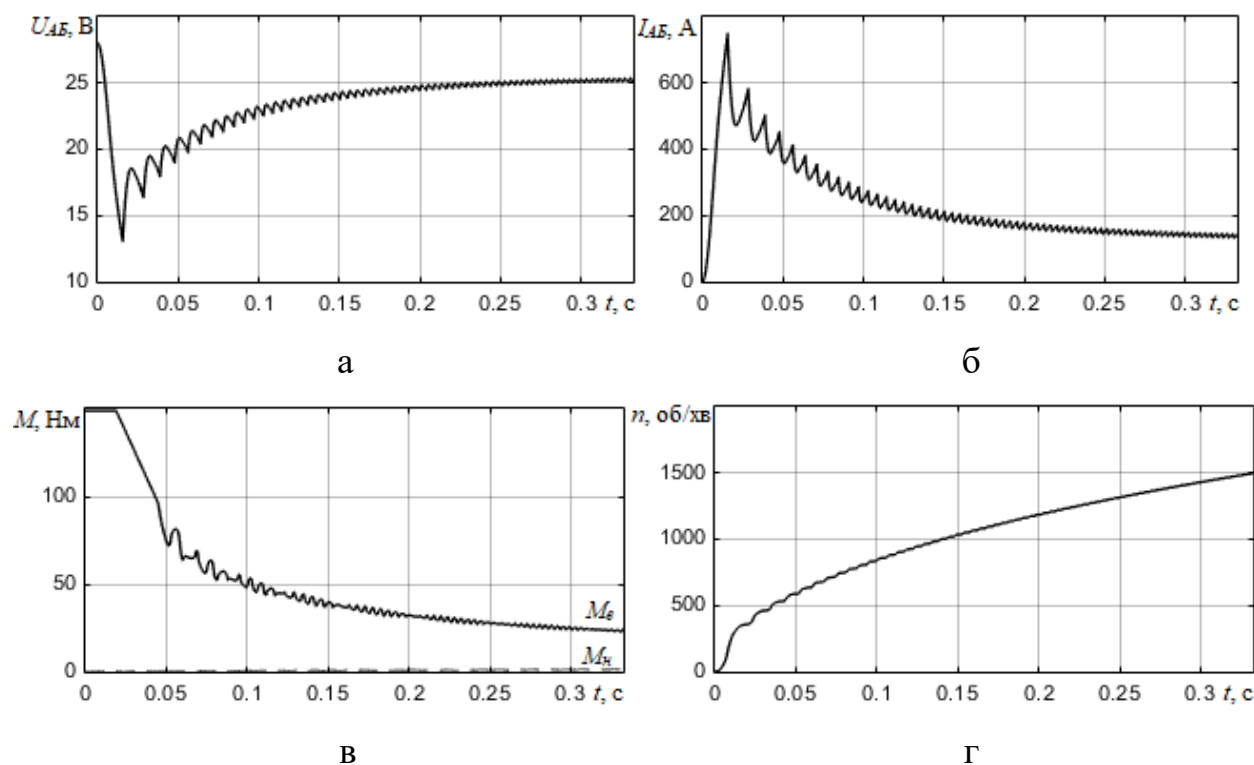


Рисунок 3.3 Часові залежності напруги (а) та струму АБ (б), середнього електромагнітного моменту M_e (в), моменту опору M_n (в) та частоти обертання (г) ВІСтГ в стартерному режимі

Середня потужність навантаження на АБ під час пуску складає 5,14 кВт, а середня потужність втрат в АБ – 1,08 кВт. Разом з тим миттєва електрична потужність ВІСтГ різко зростає до максимального значення відповідно струму навантаження та зменшується при зростанні частоти обертання ротора. Корисна W_{BICmG} енергія АБ витрачена запуск ВІСтГ становить 1708 Дж, загальні витрати енергії АБ – $W_{AB}=2067$ Дж та втрати $W_{em}=359$ Дж.

Момент опору під час пуску зростає від 0 до 1,32 Н·м в залежності від частоти обертання. Стрибок фазних струмів на початку пуску викликає появу пускового електромагнітного моменту, що значно перевищує момент опору. В результаті частота обертання різко зростає, що найбільш помітно на інтервалі першого імпульсу фазного струму (абсолютне значення кута повороту ротора змінюється від 0 до 30°). Значне прискорення ротора, викликане надлишком потужності, дозволяє розігнати стартер до заданої частоти обертання за 0,33 с. Відзначимо, що така кратність пускового моменту настільки висока, що виникає помітний ударний вплив на

кінематику приводу. Зниження цього моменту можливо досягти за рахунок зниження пускових струмів, що, наприклад, в машинах постійного струму зазвичай досягається регулюванням напруги живлення. Таким чином важливе значення має встановлення значень параметрів ВІСтГ та АБ, які дозволяють зменшити кратність пускових моментів та струмів.

Прямі пуски ВІСтГ можуть бути небезпечними також як для електричної машини, так і для ВП. Величина струмів ВІСтГ (як фазного струму так і струму АБ) значна, особливо на початку пуску. Пряме включення стартера викликає різкі стрибки фазного струму, що призводить до значного нагріву стартера. Для запобігання виходу із ладу елементів ВП, його ключі повинні бути розраховані на відповідні струми. Одночасно із фазним струмом зростає струм навантаження АБ, що збільшує її втрати. Крім того АБ повинна бути розрахована на відповідні розрядні струми.

Таким чином, при дослідженні пусків без обмеження фазного струму доцільно вирішити наступні задачі: зниження фазних струмів, струму АБ, її потужності та споживаної енергії. В результаті досліджень необхідно визначити за рахунок яких параметрів можливо забезпечити формування процесів запуску ВІСтГ із мінімальними втратами, витратами енергії та стрибками струму в елементах напівпровідникового перетворювача, стартера та АБ.

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні моменту інерції ($J_c = \text{var}$). Проведено дослідження впливу моменту інерції на електромагнітні процеси стартера та на тривалість його розгону до частоти 1500 об/хв. З'ясовано, що збільшення моменту інерції призводить до зростання тривалості пуску (залежність лінійна: $t = 3,4 \cdot J_c$). Так при його зміні від 0,007 кг·м² (момент інерції ротора ВІСтГ без моменту інерції навантаження) до 0,7 кг·м² час розгону турбіни складає від 0,02 до 2,39 с.

Зі збільшенням моменту інерції сповільнюється спадання амплітуди фазних струмів на протязі пуску (рис. 3.4, а). Цей процес розтягується в часі, не змінюючи свій характер. Лише амплітуда першого імпульсу фазного струму зростає зі збільшенням моменту інерції, що є наслідком сповільнення процесу відновлення напруги АБ після її просадки на протязі цього імпульсу. Таким чином знижується і

середня за час пуску напруга АБ (рис. 3.4, б), а середній струм АБ зростає (рис. 3.4, в). Середня споживана потужність при цьому залишається практично незмінною.

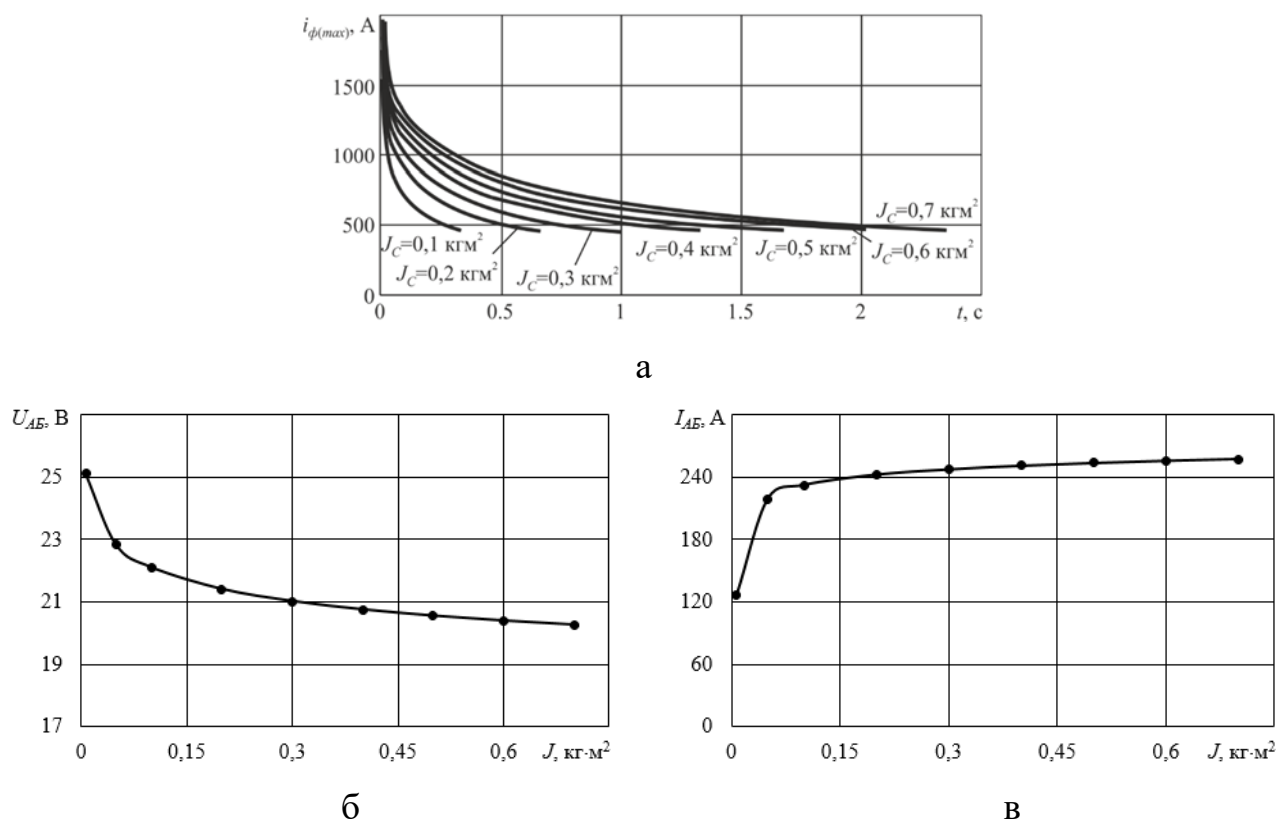


Рисунок 3.4 Огинаючі максимальних значень фазних струмів (а) та залежності напруги (б) і струму АБ (в) від сумарного моменту інерції

Зміна моменту інерції агрегату викликає зростання витрат енергії АБ. Це пояснюється зростанням тривалості пуску за незмінної потужності навантаження. Як видно з рисунку 3.5 характер зміни витрат енергії АБ однаковий за різних моментів інерції. Різна лише величина цих витрат, яка зростає пропорційно збільшенню моменту інерції, тобто відповідно тривалості пуску.

Однаковий характер зміни та лінійність зростання витрат енергії при зростанні моменту інерції агрегату дозволяє стверджувати, що отримані результати справедливі для будь-яких ГТД, незалежно від їх маси, габаритів, передаточного числа редуктора, заданої частоти відключення, тощо.

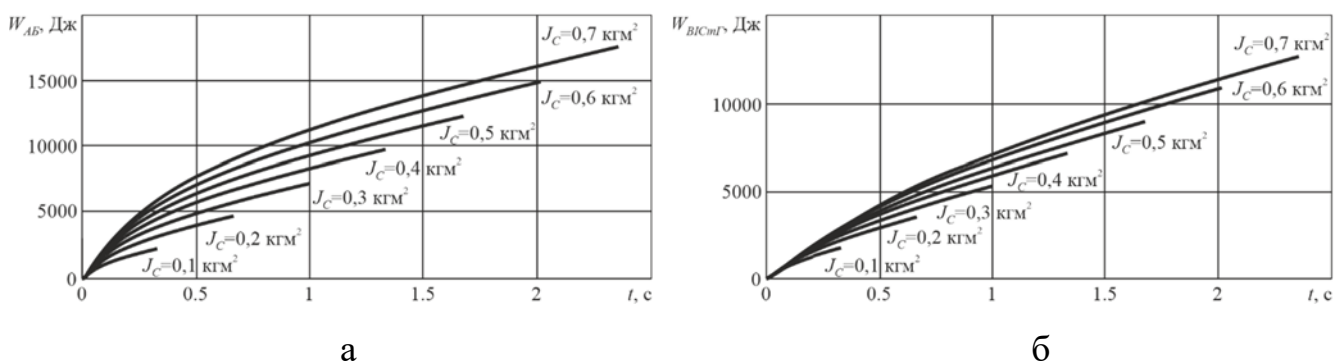


Рисунок 3.5 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень момента інерції: а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні ємності конденсатора ($C = var$). Для ВІМ характерним являється наявність пульсацій вхідного струму ВП. Комутація транзисторних пар викликає замикання фазного струму через зворотні діоди, що призводить до інвертування цього струму відносно вхідного, завдяки чому забезпечується повернення накопиченої енергії магнітного поля до кола постійного струму. Сума фазних струмів із відповідними їх знаками являється вхідним струмом ВП. Його пульсації викликані неоднаковістю амплітуд фазних струмів і їх різнополярністю. Таким чином ці пульсації є наслідком роботи ВП і при відсутності регулювання фазного струму їх спектральний склад представлений лише основними гармоніками, які характерні для даної частоти обертання.

Конденсатор в колі постійного струму згладжує пульсації струму АБ. Ступінь згладжування цього струму визначається ємністю конденсатора – чим вона вища, тим нижчі пульсації струму. Відповідно ємність конденсатора впливає на величину просадки напруги АБ. Так при збільшенні ємності від 0,01 до 1 Ф величина просадки напруги на початку пуску зменшується від 19,73 до 14,11 В. В результаті амплітуда першого імпульсу фазного струму зростає (рис. 3.6, а). Одночасно при збільшенні ємності конденсатора середнє значення напруги АБ зростає (рис. 3.6, б), а струму спадає (рис. 3.6, в). Причиною цього явища є те, що при збільшенні ємності конденсаторної батареї зменшується її опір, а оскільки заряджений конденсатор представляє собою джерело електричної енергії, то це означає, що зі збільшенням ємності конденсаторної батареї вона віддає більшу енергію ВІСтГ, відповідно частка

струму споживаного ВІСтГ від АБ знижується. Середня споживана ВІМ потужність практично незмінна і складає 5,13...5,25 кВт. Зі збільшенням ємності конденсатора від 0,01 до 1 Ф втрати АБ зменшуються вдвічі (від 2,09 до 1,06 кВт), що є наслідком зниження струму АБ. Ємність конденсатора не впливає на тривалість розгону стартера, яка становить 0,33 с.

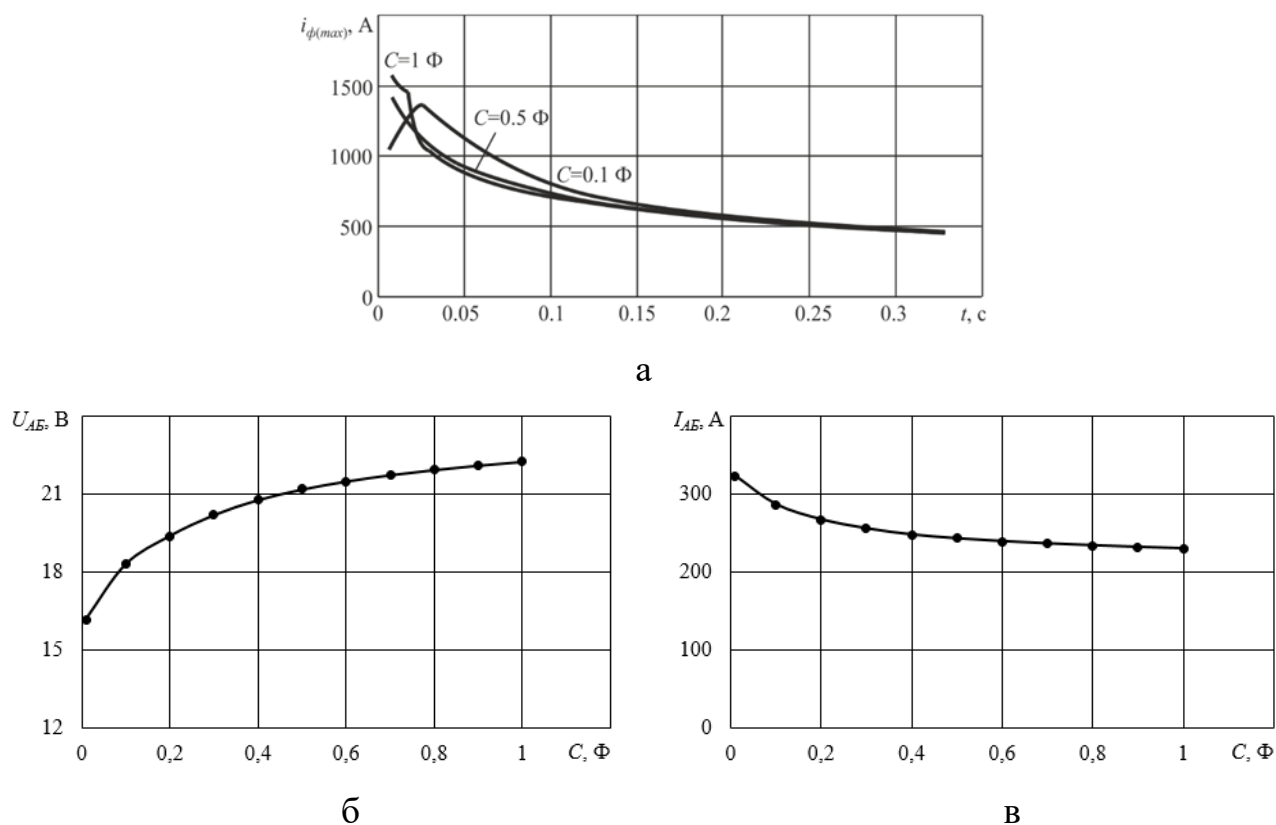


Рисунок 3.6 Огинаючі максимальних значень фазних струмів (а) та залежності напруги (б) і струму АБ (в) від ємності конденсаторної батареї

Ємність конденсатора практично не впливає на споживання енергії ВІСтГ оскільки енергія, що запасється в конденсаторі, незначна в порівнянні з енергією яку віддає АБ. Так за зміни ємності конденсатора від 0,01 до 1 Ф загальні витрати енергії АБ (рис. 3.7, а) зменшуються з 2484 до 2057 Дж, тоді як корисна енергія витрачена при пуску (рис. 3.7, б) практично незмінна – 1774...1704 Дж.

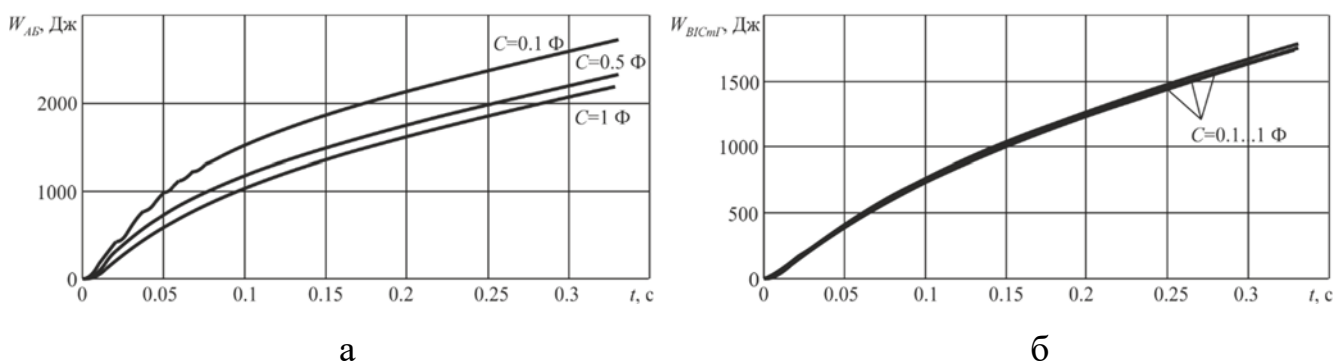


Рисунок 3.7 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень ємності конденсатора: а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Пуски вентиляно-індукторного стартер-генератора при зміні внутрішнього опору акумуляторної батареї ($R_{AB} = \text{var}$). Опір АБ залежить від її ємності, тобто кількості послідовно з'єднаних комірок акумулятора, від кількості паралельно з'єднаних АБ та від баластного опору R_b , що може під'єднуватись послідовно з навантаженням. При відсутності модуляції напруги ВІМ опір АБ значним чином впливає на протікання процесу пуску. Так при зміні R_{AB} в діапазоні $R_{AB(\text{ном})}/8 \dots 8 \cdot R_{AB(\text{ном})}$ середня величина напруги (рис. 3.8, а) і струму АБ (рис. 3.8, б) змінюються за залежністю близькою до логарифмічної. При збільшенні R_{AB} збільшується падіння напруги на внутрішньому опорі в результаті чого напруга U_{AB} та струм I_{AB} акумуляторної батареї зменшуються. Відповідно зменшується і споживана ВІСтГ потужність (від 7,26 до 1,09 кВт при збільшенні опору від $R_{AB(\text{ном})}/8$ до $8 \cdot R_{AB(\text{ном})}$), що призводить до затягування процесу пуску (рис. 3.8, в).

Однак збільшення опору АБ має і негативні наслідки – воно призводить до зростання витрат енергії АБ. Так загальні витрати енергії АБ (рис. 3.9, а) в зазначеному вище діапазоні зростають від 1915 до 4481 Дж, а втрати АБ – від 48 до 2920 Дж. Корисна енергія при цьому дещо знижується з 1867 до 1561 Дж (рис. 3.9, б).

Позитивним наслідком збільшення внутрішнього опору АБ є зниження фазних струмів при пуску (рис. 3.10, а-в). Якщо розглядати пуск при будь-якому опорі R_{AB} , то лише перші імпульси фазного струму мають амплітуди близько 1500 А і більше. Зі збільшенням частоти обертання фазні струми значно знижуються. Перші імпульси

викликані зменшенням напруги АБ в початковий момент пуску на час, рівний тривалості розряду конденсатора кола постійного струму до рівня просадки напруги АБ, що можна побачити із рисунку 3.10, б-д.

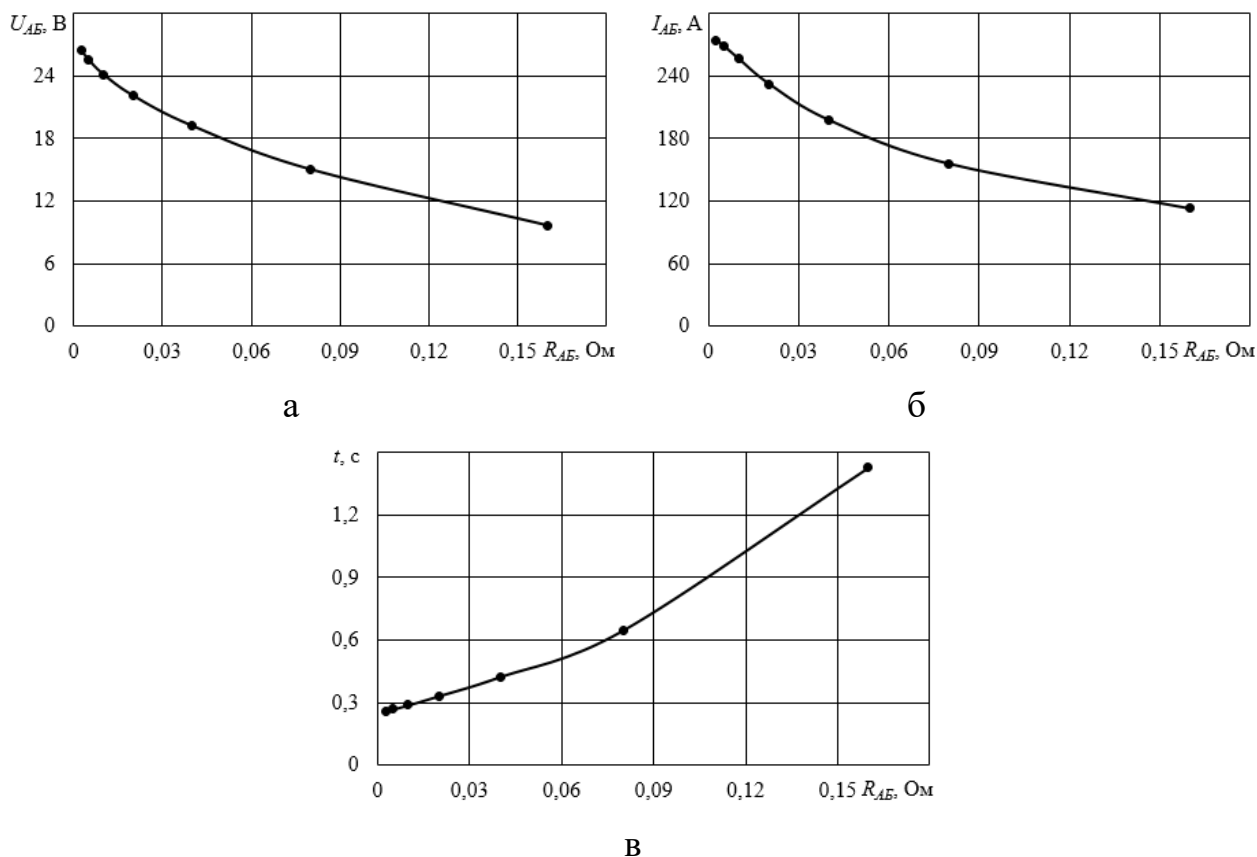


Рисунок 3.8 Залежності напруги (а) і струму АБ (б) та тривалості пуску ВІСтГ (в) від внутрішнього опору АБ

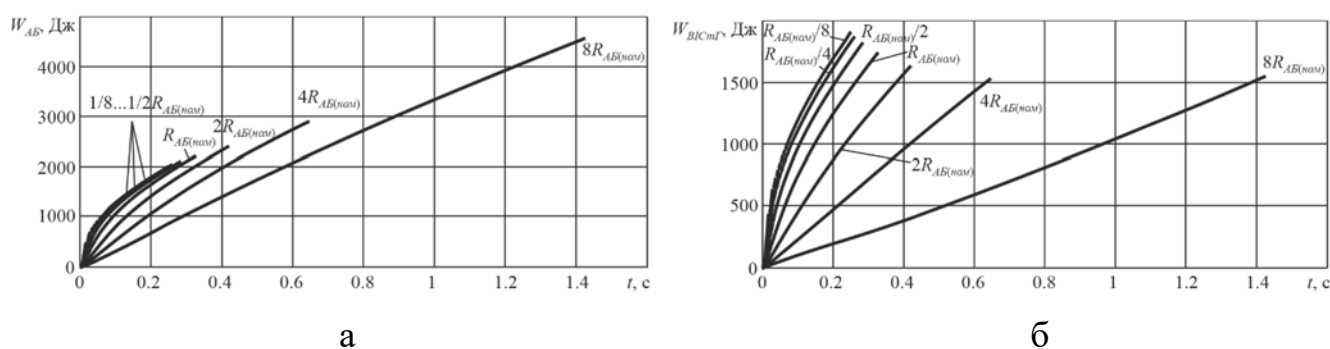


Рисунок 3.9 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень опору АБ:
а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

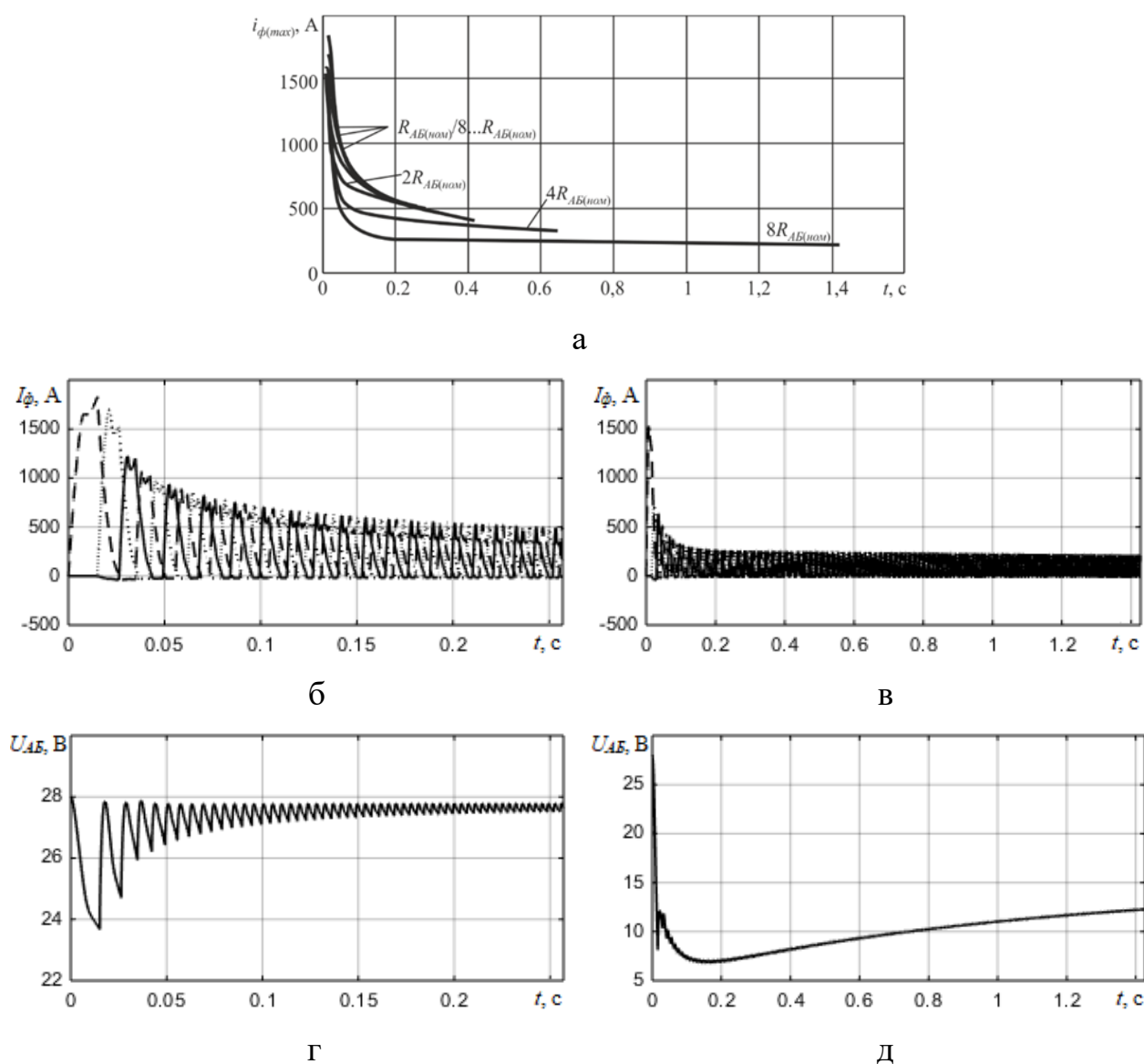


Рисунок 3.10 Огинаючі максимальних значень фазних струмів (а) та залежності фазних струмів (б, в) та напруги АБ (г, д) під час пуску стартера: б, г – $R_{AB(nom)}/8$; в, д – $8 \cdot R_{AB(nom)}$

Зниження струму АБ можна досягти двома способами: паралельним включенням декількох АБ – тоді струм однієї АБ зменшиться пропорційно кількості таких АБ (зниження R_{AB}), або послідовним підключенням до АБ баластного опору (збільшення R_{AB}). Перевагою першого способу над другим є зменшення часу розгону, а недоліком – збільшення навантаження ВІСтГ, оскільки при цьому зростають фазні струми і напруги, споживана стартером потужність зростає за степеневою функцією. Перевага другого способу над першим заключається в зменшенні струму АБ, фазних

струмів та потужності ВІСтГ, його недоліками можна вважати збільшення тривалості пуску та додаткові втрати на баластному опорі.

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні кутів комутації ($\theta = var$). За відсутності впливу зі сторони системи керування форма фазного струму залежить від кутів комутації [10]. Відповідно форма електромагнітного моменту і його середнє значення змінюється зі зміною кутів вмикання і вимикання. При цьому можливі 3 наступні варіанти: зсув зони комутації із збереженням її ширини $\theta_{вм} - \theta_{вм} = const$, зміна кута вмикання $\theta_{вм}$ при незмінному куті вимикання $\theta_{вим}$ і зміна кута вимикання $\theta_{вим}$ при незмінному куті вмикання $\theta_{вм}$ [55].

При зсуві зони комутації в сторону збільшення кутів знижується величина середнього електромагнітного моменту [10,20,55]. Це відбувається, оскільки похідна індуктивності, за виразом (2.8), на інтервалі 75...80 град різко знижується, а в інтервалі 80...90 град взагалі змінює знак на протилежний, що викликає появу знакозмінних імпульсів миттєвої залежності електромагнітного моменту. Зменшення електромагнітного моменту позначається на тривалості розгону стартера – через зниження електромагнітної потужності стартера вона зростає по мірі збільшення кутів комутації (рис. 3.11, а). Зсув зони комутації при її постійній ширині відносно кута вмикання з 33 до 57 град зменшує також споживаний струм (рис. 3.11, б) від чого напруга АБ (рис. 3.11, в) зростає. При такому зсуві зони комутації спостерігається лінійне зменшення середньої споживаної ВІСтГ потужності (7,36...1,67 кВт в діапазоні 33...57°).

При незмінному куті вимикання зменшення кута вмикання розширює зону комутації внаслідок чого збільшується тривалість роботи фази, а значить зростає і споживання струму АБ (рис. 3.12, а). Напруга АБ (рис. 3.12, б) визначається величиною споживаного струму, із попереднього твердження випливає, що вона тим більша чим більше кут вмикання фази, тобто чим вужча зона комутації. Збільшення споживаної потужності ВІМ призводить до зростання електромагнітного моменту в наслідок чого тривалість пуску зменшується (рис. 3.12, в).

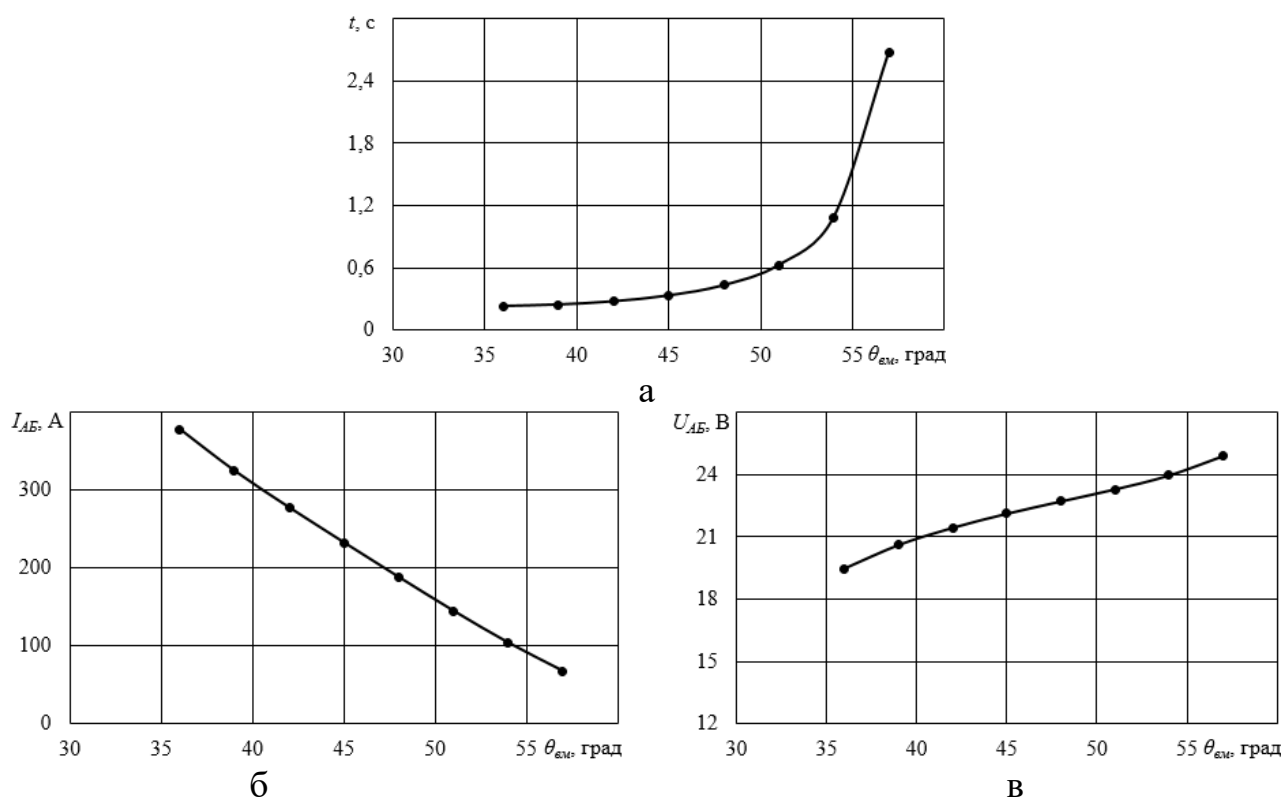


Рисунок 3.11 Залежності тривалості розгону стартера (а), струму (б) та напруги АБ (в) від кута вмикання за постійної ширини зони комутації

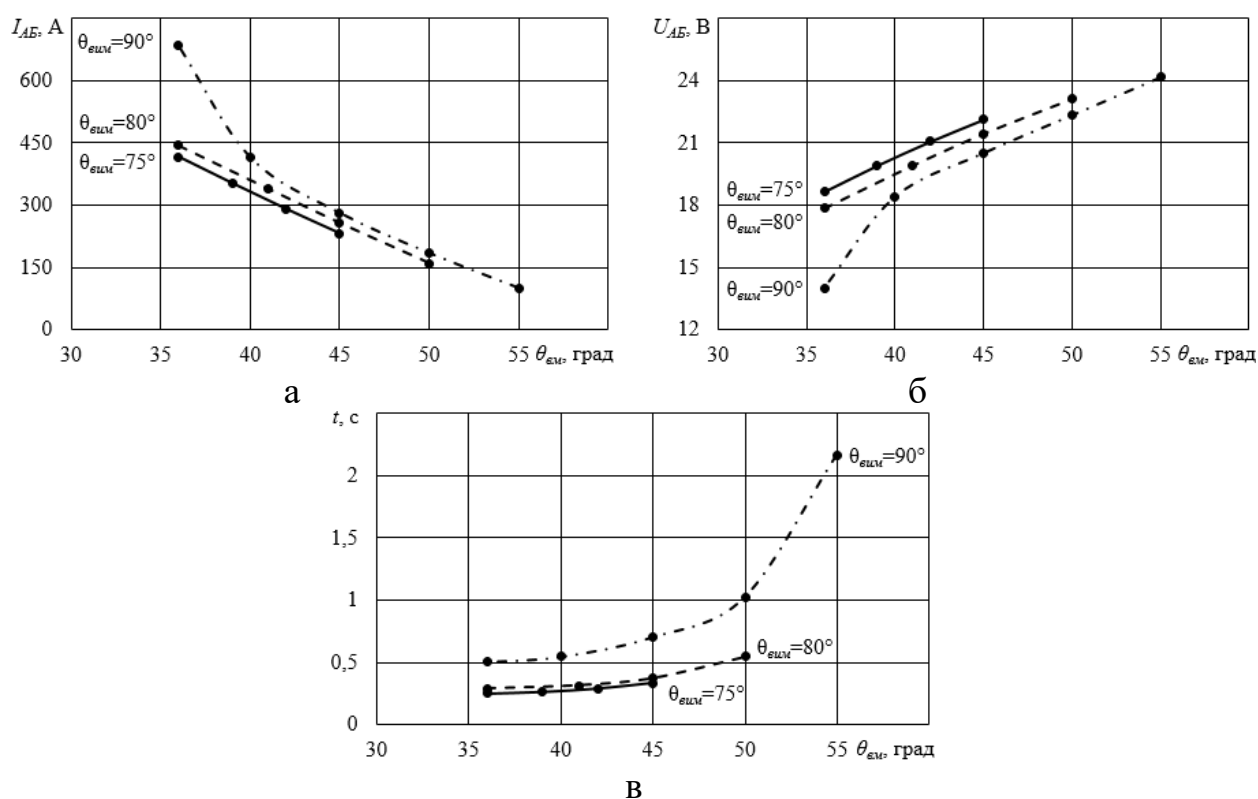


Рисунок 3.12 Залежності напруги (а) і струму АБ (б) та тривалості пуску ВІСтГ (в) від кута вмикання при незмінному куті вимикання

Розширення зони комутації збільшенням кута вимикання за незмінного кута вмикання також збільшує тривалість роботи фази. По мірі збільшення кута вимикання величина середнього електромагнітного моменту зменшується, що позначається на тривалості розгону стартера (рис. 3.13, а). Зі збільшенням зони комутації зменшується напруга АБ (рис. 3.13, б) внаслідок зростання струму (рис. 3.13, в).

Таким чином зміна кутів комутації впливає на величину струму АБ і, відповідно, споживаної стартером потужності. Дещо знизити величну фазних струмів можна за рахунок зсуву зони комутації. В деякій мірі покращити показники ВІСтГ з точки зору підвищення енергоефективності та зниження струмів дозволяє вибір оптимальних кутів комутації.

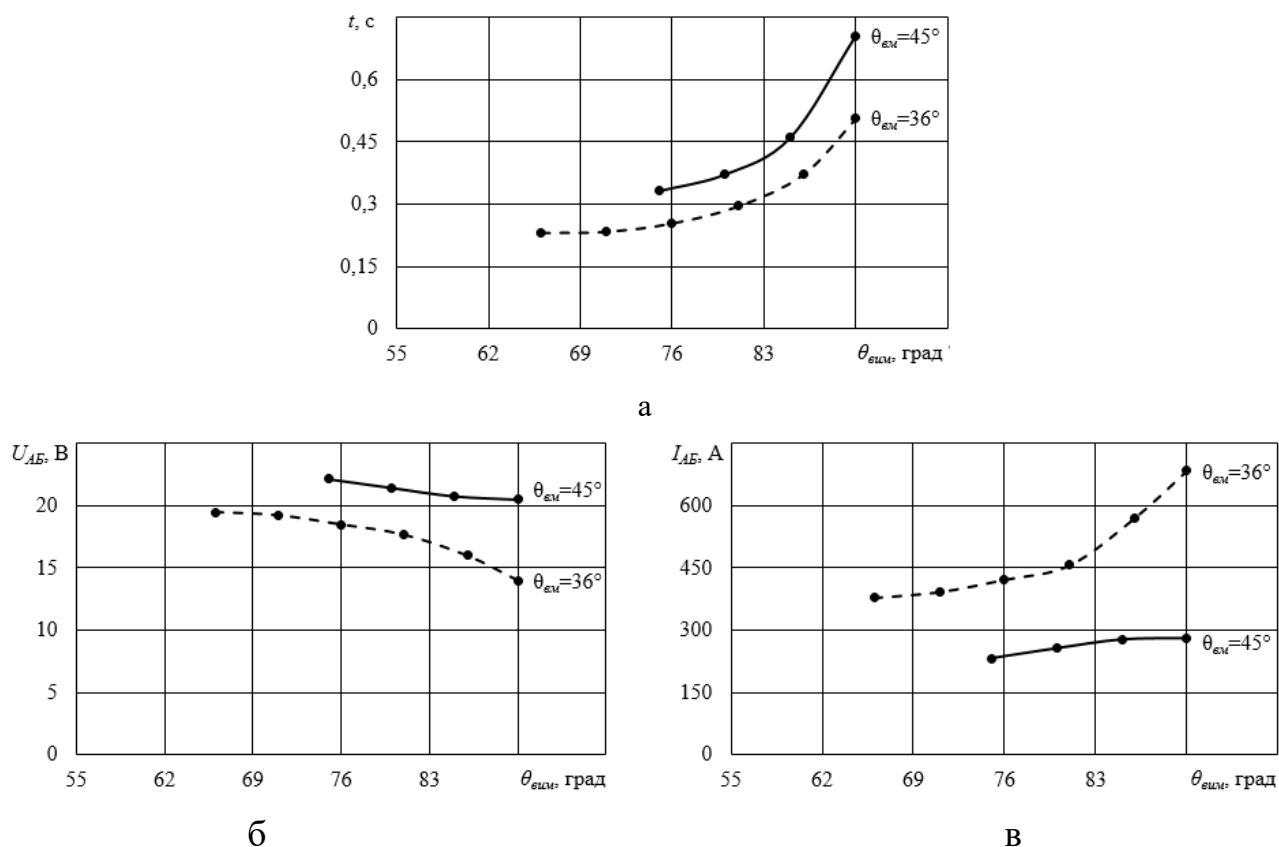


Рисунок 3.13 Залежності тривалості розгону стартера (а), напруги (б) та струму АБ (в) від кута вимикання при незмінному куті вмикання

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні напруги живлення. Ефективним способом впливу на струми стартера являється регулювання напруги живлення. При зниженні ЕРС акумуляторної батареї можливо досягти

зниження максимальних фазних струмів ВІСтГ (рис. 3.14, а). Так при пуску за $E_{AB}=14$ В амплітуда фазних струмів зменшується в чотири рази: на початковому інтервалі $0 \dots 0,2$ с з 854 до 405 А, а на інтервалі $0,2 \dots 1,16$ с – з 405 до 217 А (рис. 3.14, а, б). На початку пуску під час першого імпульсу напруги ВІМ спостерігається стрибок фазного струму до 845 А, який є наслідком просадки напруги АБ на 9,5 В в результаті пуску і розрядки конденсатора до рівня U_{AB} (рис. 3.14, в). При $E_{AB}=21$ В амплітуда цього стрибка сягає 1209 А.

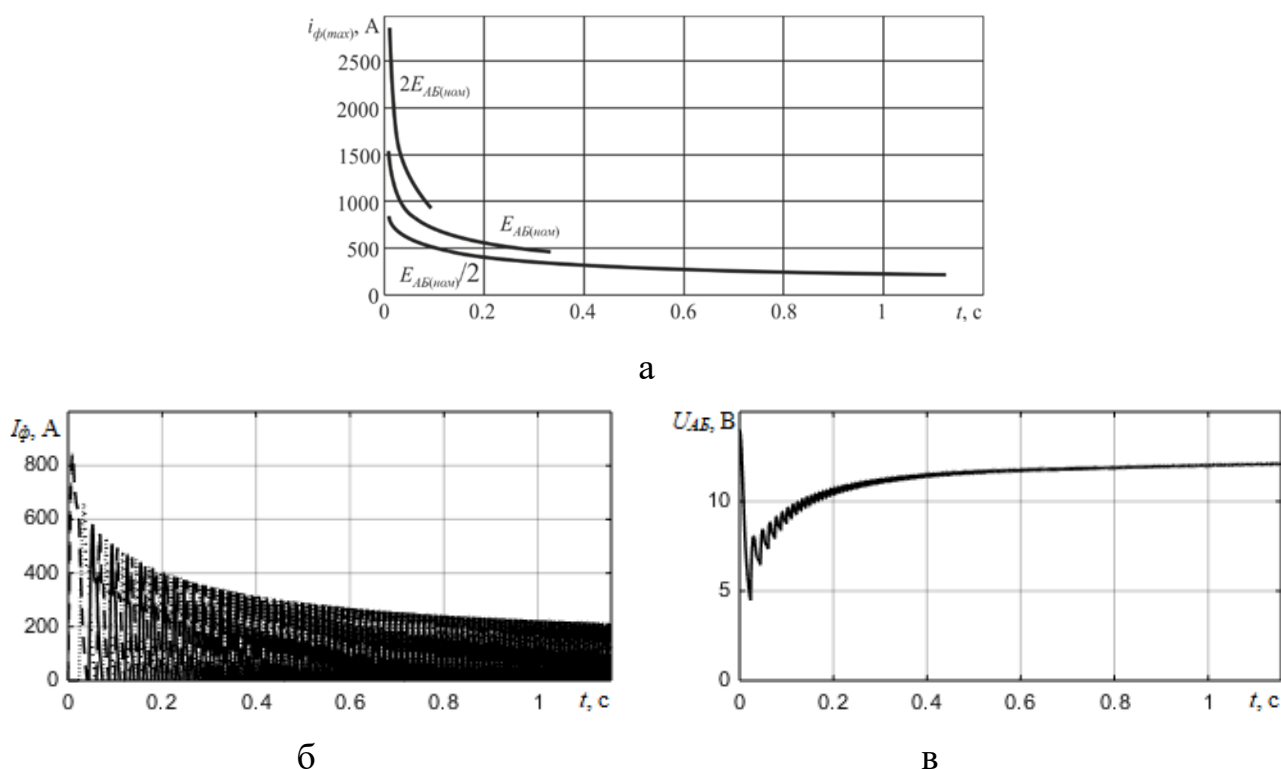


Рисунок 3.14 Огинаючі максимальних значень фазних струмів (а) та залежності фазних струмів (б) та напруги АБ (в) під час пуску ВІСтГ при $E_{AB}=14$ В

При зниженні ЕРС акумуляторної батареї в два рази споживаний ВІСтГ струм зменшується в 1,68 раз. Загальні витрати енергії АБ (рис. 3.15, а) при зменшенні ЕРС від 28 ($E_{AB(ном)}$) до 14 В ($E_{AB(ном)}/2$) дещо збільшуються (2067 та 2152 Дж відповідно), тоді як корисна енергія практично незмінна (рис. 3.15, б). Середня потужність навантаження при цьому зменшується майже в три з половиною рази (5,14 та 1,48 кВт відповідно).

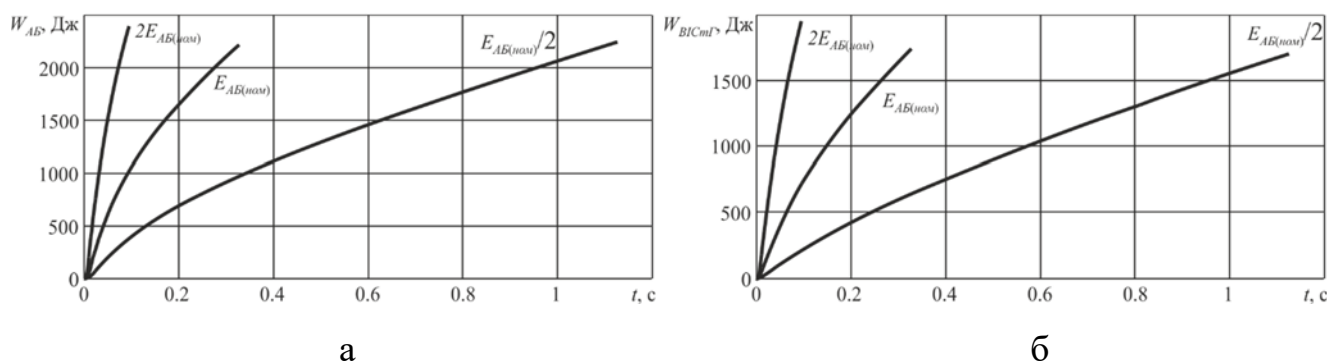


Рисунок 3.15 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень ЕРС акумуляторної батареї: а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Амплітуда стрибка струму в початковий момент часу залежить лише від різниці напруги зарядженого конденсатора і напруги АБ при подачі імпульсів керування на ключі ВП, його тривалість – від його ємності. Найпростішим способом усунення цього стрибка є відокремлення АБ і конденсатора – включення між їх однойменними клемми вимикача (у випадку ручного підключення стартера), або транзистора (електронна система запуску).

Підключення стартера на номінальну напругу АБ без подачі імпульсів керування на ключі ВП призводить до того, що розряджений конденсатор стає споживачем електроенергії АБ. При цьому величина струму заряду обмежується лише внутрішнім опором конденсатора і опором з'єднувальних проводів. Тобто стрибок струму АБ може значно перевищувати допустимий струм розряду при застосуванні АБ низької ємності. Таким чином для запобігання зниження споживаного струму АБ доцільно підключати стартер до АБ через транзистор коефіцієнт заповнення (величина обернена шпаруватості) якого, при досягненні певного порогового значення, змінюється від 1 до 0 (шпаруватість від 1 до ∞) забезпечуючи струмовий захист ВІСтГ.

Головною перевагою при використанні стартера, що живиться від джерела постійного струму, являється легкість регулювання його частоти обертання за рахунок зміни напруги живлення. Загальновідомим методом впливу на середнє значення напруги прикладеної до обмотки машини є її широтно-імпульсне

регулювання (ШПР). Використовуючи ШПР фазної напруги ВІСтГ можливо вирішити одразу декілька задач:

- забезпечення плавності пуску;
- зниження фазних струмів та струмів елементів ВП;
- зменшення кількості енергії, що витрачається АБ;
- зниження струму АБ, а отже і потужності навантаження на АБ.

Зменшення шпаруватості (збільшення коефіцієнта заповнення D) призводить до зменшення часу пуску, однак ця залежність різко нелінійна (рис. 3.16, а). Це пояснюється тим, що зниження напруги призводить до зменшення електромагнітного моменту стартера. Так розкрутка до заданої частоти обертання стартера з навантаженням можлива при значеннях коефіцієнту заповнення $D=62\ldots100\%$. Подальше збільшення шпаруватості не дозволяє стартеру досягти заданої частоти обертання.

На рисунку 3.16 зображено осцилограми пуску ВІСтГ при частоті ШПР напруги $f=20$ кГц. Зміна частоти ($10\ldots100$ кГц) практично не впливає на тривалість пуску, при її збільшенні споживана енергія дещо зростає (в основному це стосується діапазону $D=62\ldots65\%$). З рисунку 3.16, а очевидно, що тривалість пуску обернено пропорційна коефіцієнту заповнення. Разом з тим потужність навантаження АБ лінійно зростає зі зростанням коефіцієнту заповнення. Таким чином, в зазначеному діапазоні шпаруватості ШПР зміна тривалості пуску впливає на величину втрат енергії АБ рис. 3.16, б-г.

Так найменш ефективними являються пуски при значеннях коефіцієнту заповнення близьких до мінімального. Подальше зниження тривалості призводить до зниження витрат енергії АБ. В діапазоні $D=67\ldots100\%$ витрати енергії АБ мало різняться – $W_{AB}=2008$ Дж $\pm 8\%$, тоді як потужність навантаження АБ знаходиться в межах $0,94\ldots5,29$ кВт. Залежність енергії АБ відносно коефіцієнту заповнення має нижній екстремум, який відповідає $D=0,8$ в.о. (рис. 3.16, б). Загальні витрати енергії АБ в цьому випадку складають $W_{AB}=1843$ Дж із яких $W_{BICmI}=1708$ Дж – корисна енергія та $W_{вт}=135$ Дж – втрати в АБ. Таким чином досягається зниження загальних витрат енергії на 12% та втрат в АБ на 166% у порівнянні з номінальними даними за

рахунок зниження споживаного струму на 131 % (100,5 А). Крім того, за рахунок зниження рівня напруги середня потужність навантаження на АБ під час пуску складає 2,56 кВт, що вдвічі менше ніж за номінальних даних.

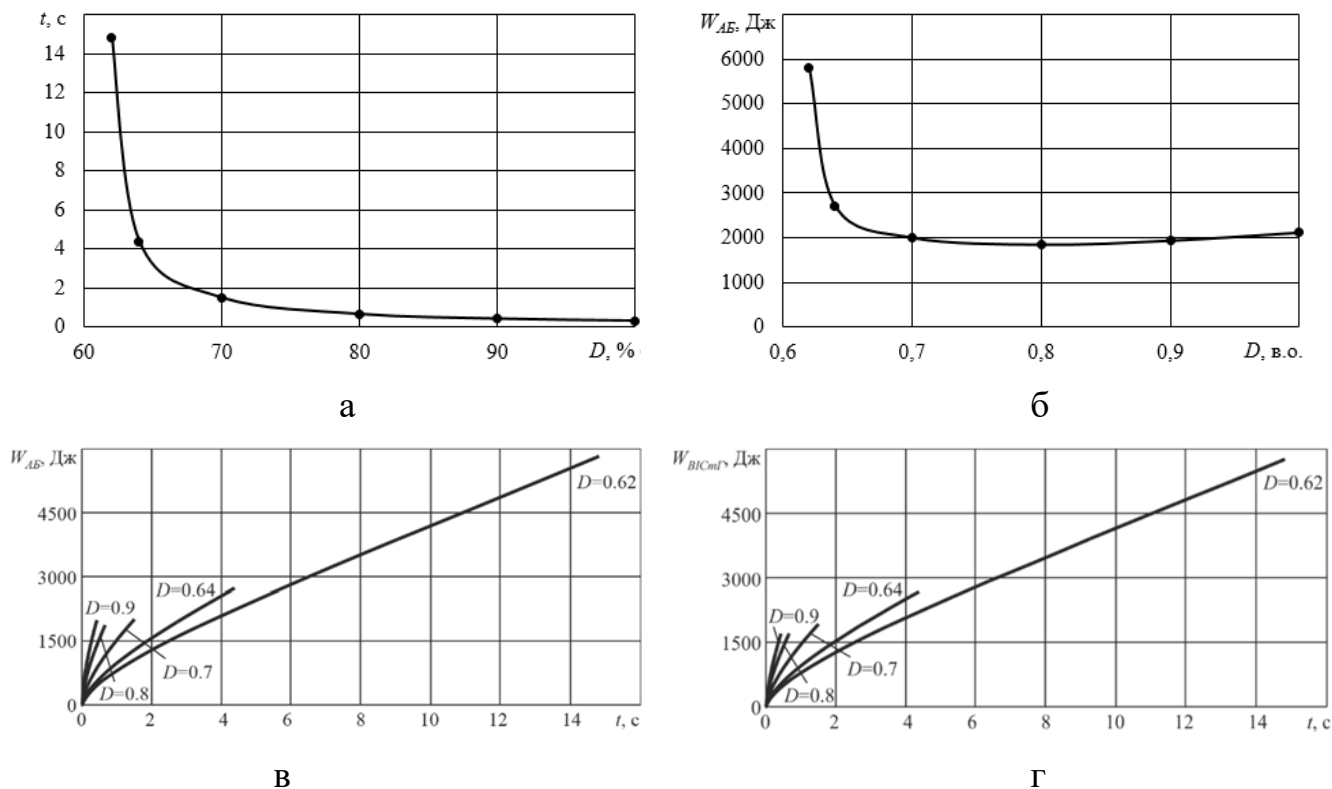


Рисунок 3.16 Пуски ВІСтГ при ШПР фазної напруги за частоти $f=20$ кГц: залежності тривалості пуску (а) і загальної енергії витраченої АБ (б) від коефіцієнту заповнення, часові залежності загальної (в) та корисної енергії (г) витраченої АБ за різних значень коефіцієнту заповнення

Головною перевагою пусків ВІСтГ з ШПР фазної напруги перед пусками при номінальній напрузі являється зниження фазних струмів. Так при збільшенні шпаруватості від $D=1$ в.о. до $D=0,62$ в.о. можливо досягти зниження амплітуди фазних струмів в 5-6 разів. При чому амплітуди перших імпульсів фазного струму при цьому знижуються приблизно у 3 рази (рис. 3.17).

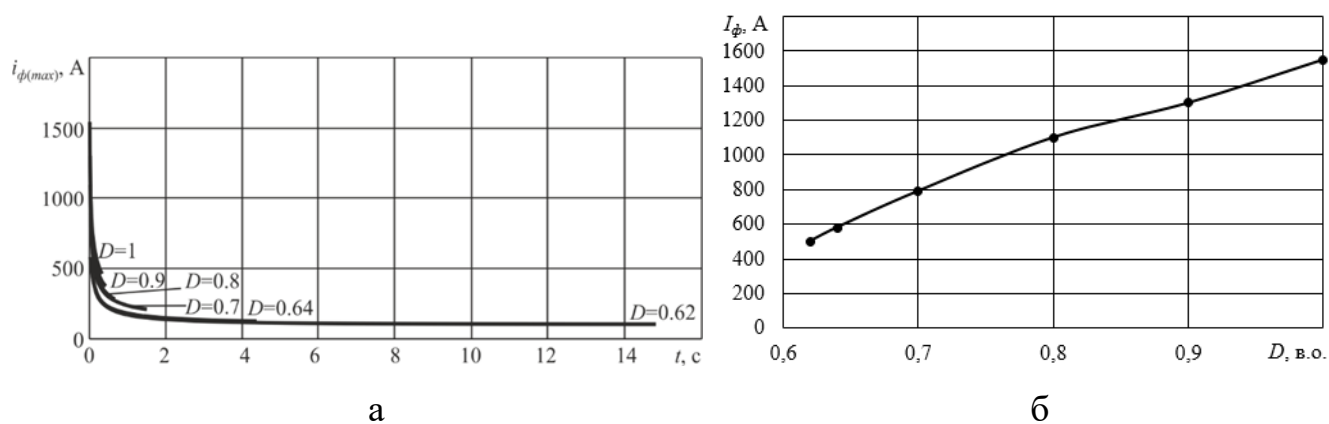


Рисунок 3.17 Пуски ВІСтГ при ШПР фазної напруги за частоти $f=20$ кГц: огибаючі максимальних значень фазних струмів (а) та залежність амплітуди першого імпульсу фазного струму від коефіцієнту заповнення

Узагальнені результати досліджень стартерних режимів за зміни параметрів ВІСтГ та АБ в порівнянні з пуском при номінальних параметрах наведені в таблиці 3.1, де W_{AB} – енергія спожита від АБ; $W_{ВІСтГ}$ – енергія спожита ВІМ; $W_{вт}$ – енергія втрат; $W_{AB(ном)}=2067$ Дж, $W_{ВІСтГ(ном)}=1708$ Дж, $W_{вт(ном)}=359$ Дж – значення енергій при номінальних параметрах.

Таблиця 3.1

Дослідження енергетичних показників прямих пусків ВІСтГ при зміні параметрів

Параметри	Відношення $W_{AB}/W_{AB(ном)},$ в.о.	Відношення $W_{ВІСтГ}/$ $W_{ВІСтГ(ном)},$ в.о.	Відношення $W_{вт}/W_{вт(ном)},$ в.о.	Відношення $P_{AB}/P_{AB(ном)},$ в.о.
$J_C=0,2$ кг·м ²	2,067	2,04	2,197	1,009
$J_C=0,3$ кг·м ²	3,148	3,084	3,453	1,012
$J_C=0,4$ кг·м ²	4,237	4,129	4,749	1,013
$J_C=0,5$ кг·м ²	5,336	5,179	6,079	1,014
$J_C=0,6$ кг·м ²	6,444	6,236	7,437	1,014
$J_C=0,7$ кг·м ²	7,561	7,296	8,82	1,015
$C=0,01$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,202	1,039	1,976	1,019
$C=0,1$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,113	1,025	1,53	1,022
$C=0,2$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,072	1,016	1,334	1,01
$C=0,3$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,046	1,01	1,219	1,007
$C=0,4$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,035	1,011	1,149	1,004
$C=0,5$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,025	1,009	1,102	1,003
$C=0,6$ Ф, $R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,017	1,007	1,068	1,003

1	2	3	4	5
$C=0,7 \Phi, R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,011	1,004	1,041	1,002
$C=0,8 \Phi, R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	1,005	1,002	1,019	1,001
$C=1 \Phi, R_C=R_{C(ном)} \cdot C/C_{ном}$	0,995	0,998	0,983	0,999
$R_{AB}=R_{AB(ном)}/8$	0,927	1,093	0,135	1,414
$R_{AB}=R_{AB(ном)}/4$	0,937	1,077	0,269	1,336
$R_{AB}=R_{AB(ном)}/2$	0,955	1,045	0,527	1,204
$R_{AB}=2 \cdot R_{AB(ном)}$	1,1	0,943	1,847	0,739
$R_{AB}=4 \cdot R_{AB(ном)}$	1,34	0,887	3,5	0,456
$R_{AB}=8 \cdot R_{AB(ном)}$	2,168	0,914	8,136	0,213
$E_{AB}=E_{AB(ном)}/2$	1,041	1,001	1,232	0,288
$E_{AB}=2 \cdot E_{AB(ном)}$	1,126	1,144	1,037	3,915
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=66^\circ$	1,147	0,999	1,847	1,433
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=71^\circ$	1,202	1,033	2,005	1,466
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=75^\circ$	1,349	1,14	2,395	1,507
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=76^\circ$	1,398	1,161	2,521	1,516
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,655	1,338	3,166	1,543
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=81^\circ$	1,746	1,392	3,425	1,567
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=86^\circ$	2,807	1,983	6,729	1,771
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	4,627	2,833	13,164	1,86
$\theta_{вм}=39^\circ, \theta_{вим}=69^\circ$	1,046	0,963	1,443	1,301
$\theta_{вм}=39^\circ, \theta_{вим}=75^\circ$	1,206	1,078	1,814	1,363
$\theta_{вм}=40^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	2,937	2,449	5,259	1,484
$\theta_{вм}=41^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,378	1,244	2,019	1,315
$\theta_{вм}=42^\circ, \theta_{вим}=72^\circ$	1,003	964	1,187	1,157
$\theta_{вм}=42^\circ, \theta_{вим}=75^\circ$	1,091	1,034	1,359	1,192
$\theta_{вм}=45^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,224	1,195	1,362	1,069
$\theta_{вм}=45^\circ, \theta_{вим}=85^\circ$	1,628	1,554	1,981	1,123
$\theta_{вм}=45^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	2,504	2,378	3,105	1,121
$\theta_{вм}=48^\circ, \theta_{вим}=78^\circ$	1,04	1,08	0,851	0,831
$\theta_{вм}=50^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,101	1,171	0,767	0,714
$\theta_{вм}=50^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	2,384	2,476	1,948	0,802
$\theta_{вм}=51^\circ, \theta_{вим}=81^\circ$	1,148	1,235	0,73	0,655
$\theta_{вм}=54^\circ, \theta_{вим}=84^\circ$	1,421	1,582	0,652	0,484
$\theta_{вм}=55^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	2,75	3,073	1,215	0,472
$\theta_{вм}=57^\circ, \theta_{вим}=87^\circ$	2,287	2,626	0,675	0,326
$D=0,62, f=20 \text{ кГц}$	2,81	3,366	0,162	0,075
$D=0,64, f=20 \text{ кГц}$	1,315	1,566	0,121	0,119
$D=0,7, f=20 \text{ кГц}$	0,966	1,129	0,191	0,249
$D=0,8, f=20 \text{ кГц}$	0,892	1	0,376	0,498
$D=0,9, f=20 \text{ кГц}$	0,935	0,993	0,655	0,766

Таким чином досліджено вплив моменту інерції, ємності конденсаторів у колі постійного струму ВП, внутрішнього опору та ЕРС акумуляторної батареї, кутів комутації та ШІР фазної напруги на процеси в стартерному режимі ВІСтГ.

Показано, що при зміні моменту інерції, ЕРС та внутрішнього опору АБ, кутів комутації та коефіцієнту заповнення ШПР можливо змінювати час за який електрична машина сягає заданої частоти обертання. Задача зниження фазних струмів ВІСтГ успішно вирішується за рахунок збільшення внутрішнього опору АБ та скважності (зменшення коефіцієнта заповнення) ШПР фазної напруги. В певній мірі вона може задовольнятися за рахунок зниження ЕРС акумуляторної батареї. Зниження струму АБ досягається шляхом зменшення моменту інерції, збільшення ємності конденсаторів, внутрішнього опору АБ та коефіцієнта заповнення ШПР фазної напруги, зниження ЕРС акумуляторної батареї, зсуву зони комутації в сторону збільшення кутів. Задача зниження витрат енергії АБ під час пуску вирішується за рахунок зменшення моменту інерції, внутрішнього опору АБ, зсуву зони комутації в сторону зменшення кутів, збільшення ємності конденсатора кола постійного струму, застосування ШПР фазної напруги з оптимальним значенням коефіцієнту заповнення. Зниження потужності навантаження АБ досягається шляхом зменшення її ЕРС, коефіцієнту заповнення ШПР фазної напруги, збільшення опору АБ та зсуву зони комутації в сторону збільшення кутів.

Як бачимо одночасне вирішення всіх поставлених задач представляє собою компромісне рішення між ними. В цьому випадку варто обирати параметри, зміна яких направлена на вирішення одразу декількох задач. Разом з тим, при необхідності вирішення лише деяких з них ефект може бути підсилений за рахунок зміни декількох параметрів одночасно.

Для ряду виконань стартер-генераторів запропоновані варіанти вирішення задач виявляють достатніми. Подібне їх вирішення являється задовільним для систем запуску в яких встановлена АБ великої ємності, а відносна потужність і тривалість пуску приводного двигуна, що вимагаються від ВІСтГ, невисокі. Таким чином наведені рекомендації щодо зміни параметрів забезпечують формування процесів запуску ВІСтГ відповідно поставлених задач.

Однак в певних областях використання це може виявитись недостатнім, особливо в напрямку зниження струмів ВІСтГ, так як параметри, вплив яких досліджувався, недостатньо знижують фазні струми на початковій стадії пуску.

Доцільно розробити принципи формування процесів в стартерних режимах ВІСтГ, які забезпечили б одночасно заданий час пуску, мінімальну енергію, спожиту від АБ при заданій величині фазних струмів в цих режимах.

3.2 Дослідження пусків вентильно-індукторного стартер-генератора від акумуляторної батареї при обмеженні фазного струму

Задача зниження фазних струмів пов'язана з стрибками струму через напівпровідникові елементи ВП. Особливо це стосується першого імпульсу напруги стартера на протязі періоду роботи фази $0-30^\circ$, коли зниження амплітуди фазного струму є недостатнім. Найбільш придатним способом зниження фазного струму ВІСтГ являється обмеження струму, що проходить через транзистори. Це обмеження здійснюється шляхом відключення фази при перевищенні фазним струмом i_ϕ заданого значення $i_{\phi(max)}^*$. Тобто реалізується стабілізація максимального значення фазного струму на певному рівні, яке знаходиться в певних межах гістерезису.

З огляду на те, що величина обмеження фазного струму також впливає на протікання пускових процесів, дослідження пусків проводились за однакового рівня обмеження фазного струму – $i_{\phi(max)}=120$ А. Розрахунки варіантів пуску здійснювались при тих же умовах, що і в попередньому підрозділі.

Характер протікання процесу пуску за обмеження фазних струмів відображений на рис. 3.18-3.20. Можна помітити, що величина фазних струмів індукторної машини (рис. 3.18, а) більше не залежить від напруги живлення. Так у випадку «класичного» низьковольтного стартера (або стартер-генератора) індуктивність фази ВІМ за низької напруги (до 30 В) незначна через малу кількість витків ($L_{\phi min}=58$ мкГн, $L_{\phi max}=498$ мкГн). Ця індуктивність спричиняє різке зростання струмів обмоток при подачі на них напруги. Спрацьовує обмеження фазного струму, в результаті чого пускові струми набувають плоскої, трапецієвидної форми (рис. 3.18, а). В наслідок цього обмеження значно знижуються пульсації електромагнітного моменту (рис. 3.18, б), що позитивно позначається на рівномірності розгону стартера

(рис. 3.19, а). Зниження кратності пускового моменту дозволяє уникнути ударного впливу на кінематику приводу.

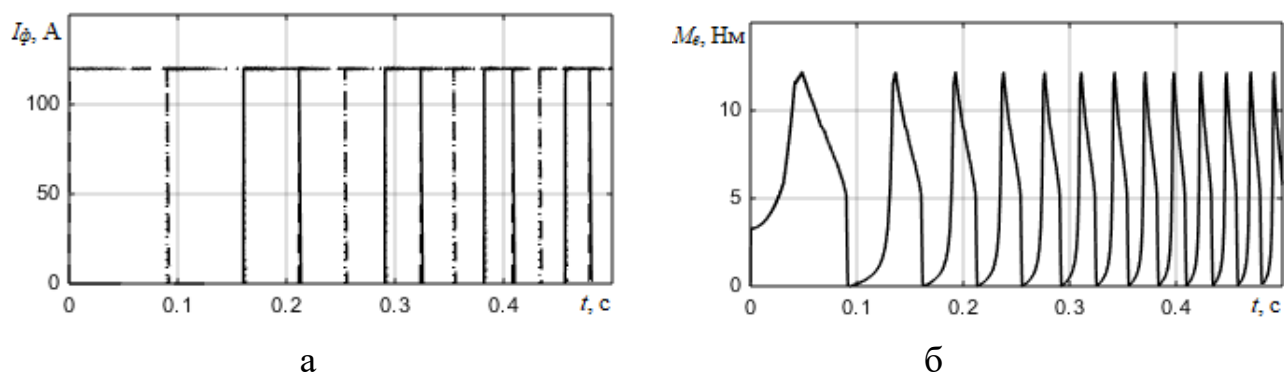


Рисунок 3.18 Осцилограми фазних струмів (а) та електромагнітного моменту (б) ВІСтГ в стартерному режимі

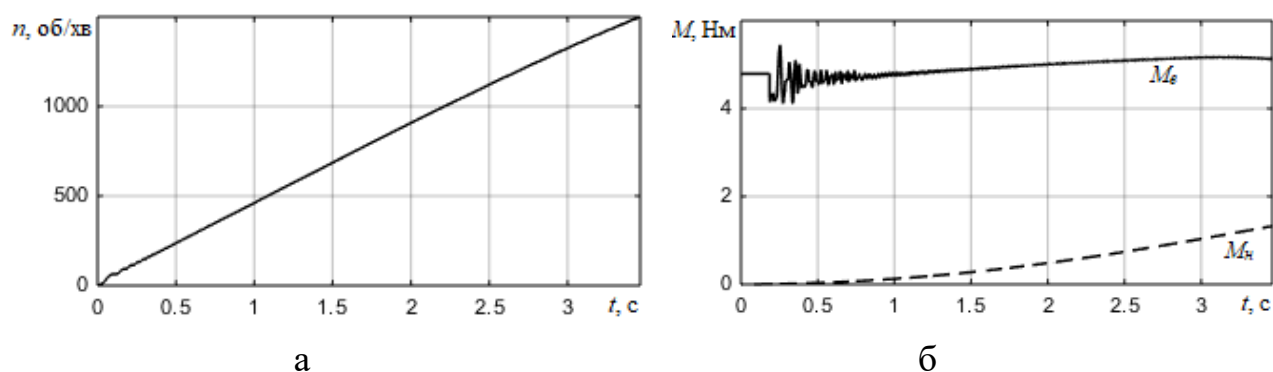


Рисунок 3.19 Часові залежності частоти обертання (а), середнього електромагнітного моменту M_e (б) та моменту опору M_n (б) в стартерному режимі

Середній електромагнітний момент (рис. 3.19, б) на протязі всього пуску практично незмінний – 5,2 Н·м. На початку розгону момент опору практично відсутній, стартер набирає швидкість з постійним прискоренням. Темп зростання швидкості, який визначається різницею електромагнітного моменту M_e і моменту опору на валу M_n в рівнянні динамічної рівноваги електричного стартера (2.24), на початку пуску практично незмінний, при збільшенні частоти обертання дещо зменшується. Зменшення M_e в цьому рівнянні означає зменшення потужності стартера, чого можна досягти зниженням рівня обмеження фазного струму. Залежність моменту опору M_n від частоти обертання при цьому незмінна для одного

і того ж компресора. Його відносне збільшення можливо досягти лише при встановленні стартера на більш потужний ГТД. Враховуючи що M_n змінюється пропорційно квадрату частоти, відповідно рівняння (2.29), то його вплив на прискорення за незмінного M_e можливо помітити лише наприкінці розгону.

Графіки зміни напруги і струму акумуляторної батареї в процесі розгону ВІСтГ зображені на рис. 3.20. При пуску струм АБ з деякого значення зростає пропорційно частоті обертання. Його значення на початку пуску залежить від напруги на конденсаторі. Якщо конденсатор розряджений, то його зарядка викличе різке зростання струму АБ. Як і в попередньому підрозділі вважатимемо, що конденсатор підключається до АБ перед початком пуску стартера, тобто в момент пуску він повністю заряджений. Заряджений конденсатор великої ємності також представляє собою джерело енергії. За відсутності конденсатора електрична енергія споживається стартером лише від АБ. При цьому з'являються значні пульсації струму АБ, що загалом не бажано, а в ряді випадків неприпустимо.

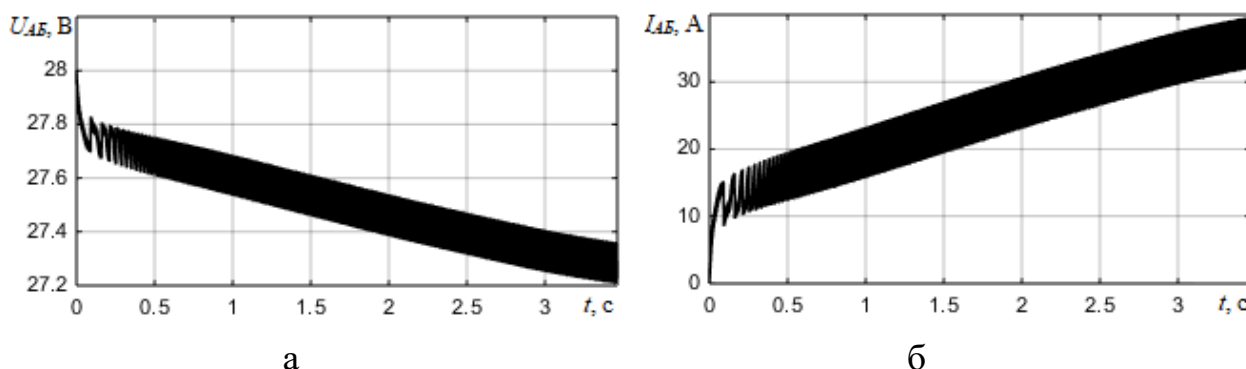


Рисунок 3.20 Часові залежності напруги (а) та струму АБ (б) під час пуску ВІСтГ

Миттєва потужність, що споживається ВІСтГ, змінюється в залежності від частоти обертання ротора. Механічна потужність стартера при частоті обертання 1500 об/хв складає 591 Вт, а споживана від АБ потужність – 758 Вт. Середня потужність навантаження на АБ складає 591 Вт, що в 8,7 раз менше, ніж у випадку прямого пуску. Корисна $W_{VICmГ}$ енергія АБ становить 2231 Дж, загальні витрати енергії – $W_{AB}=2266$ Дж та втрати – $W_{em}=35$ Дж. Тривалість розгону стартера до частоти 1500 об/хв складає 3,74 с. За рахунок збільшення тривалості пуску загальна і корисна

енергія АБ на 9,6 % і 30,6 % відповідно більше ніж у випадку пуску ВІСтГ без обмеження рівня фазного струму.

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні моменту інерції ($J_c = \text{var}$). Інерційність приводу, яка є мірою протидії прискоренню ротора, позначається на тривалості пуску: при зміні моменту інерції від $0,007 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$ до $0,7 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$ час розгону турбіни зростає від 0,23 до 26,35 с (залежність лінійна: $t = 37,62 \cdot J_c$). Середня за час пуску напруга АБ (рис. 3.21, а) та струм (рис. 3.21, б) практично незмінні, що пояснюється роботою системи керування ВІСтГ, яка обмежує максимальне значення фазного струму, в результаті чого електромагнітний момент не залежить від величини моменту інерції агрегата.

За зміні моменту інерції середня потужність ВІСтГ незмінна, а витрати енергії АБ збільшуються пропорційно тривалості роботи стартера. З рисунку 3.22 видно, що характер зміни цих витрат за різних моментів інерції однаковий.

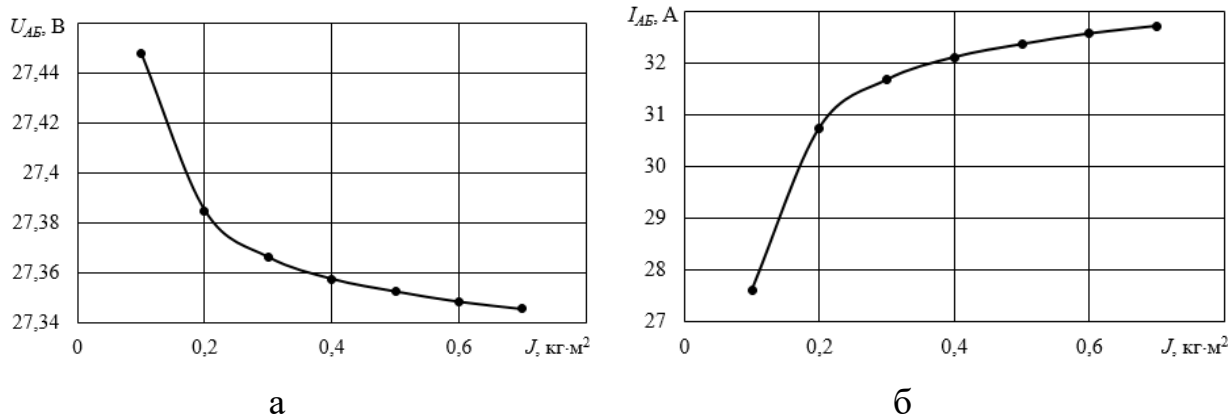


Рисунок 3.21 Залежності напруги (а) і струму АБ (б) від сумарного моменту інерції

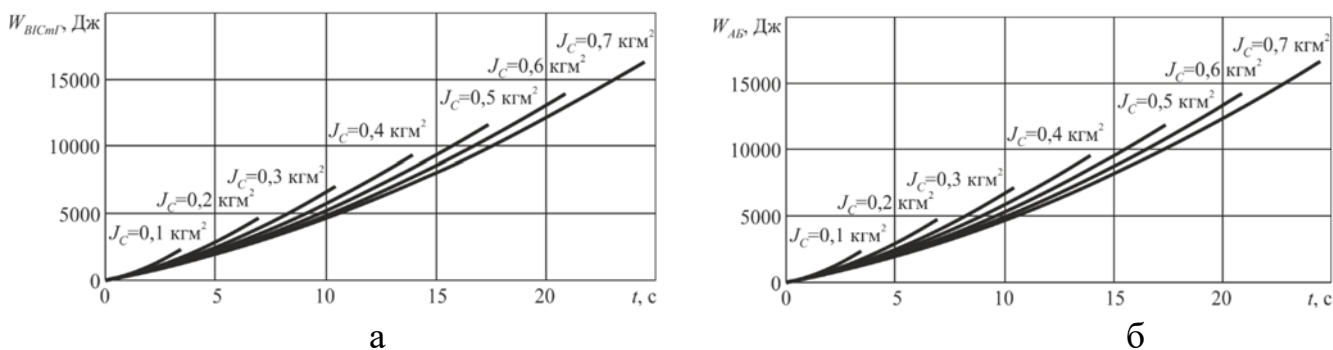


Рисунок 3.22 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень момента інерції: а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні ємності конденсатора ($C=var$). Конденсатор в колі постійного струму створює умови для забезпечення машини реактивною потужністю. Для низьковольтної ВІМ, що працює в стартерному режимі, характерне імпульсне споживання струму (рис. 3.23). Частотний спектр цього струму крім основних містить також високочастотні гармоніки, частота яких значно перевищує частоту фазної напруги, а оскільки внутрішній опір конденсаторної батареї зазвичай менше опору АБ, то стрибки струму навантаження гасяться за рахунок конденсатора. Таким чином конденсатор виступає і в ролі джерела електричної енергії і в ролі фільтра.

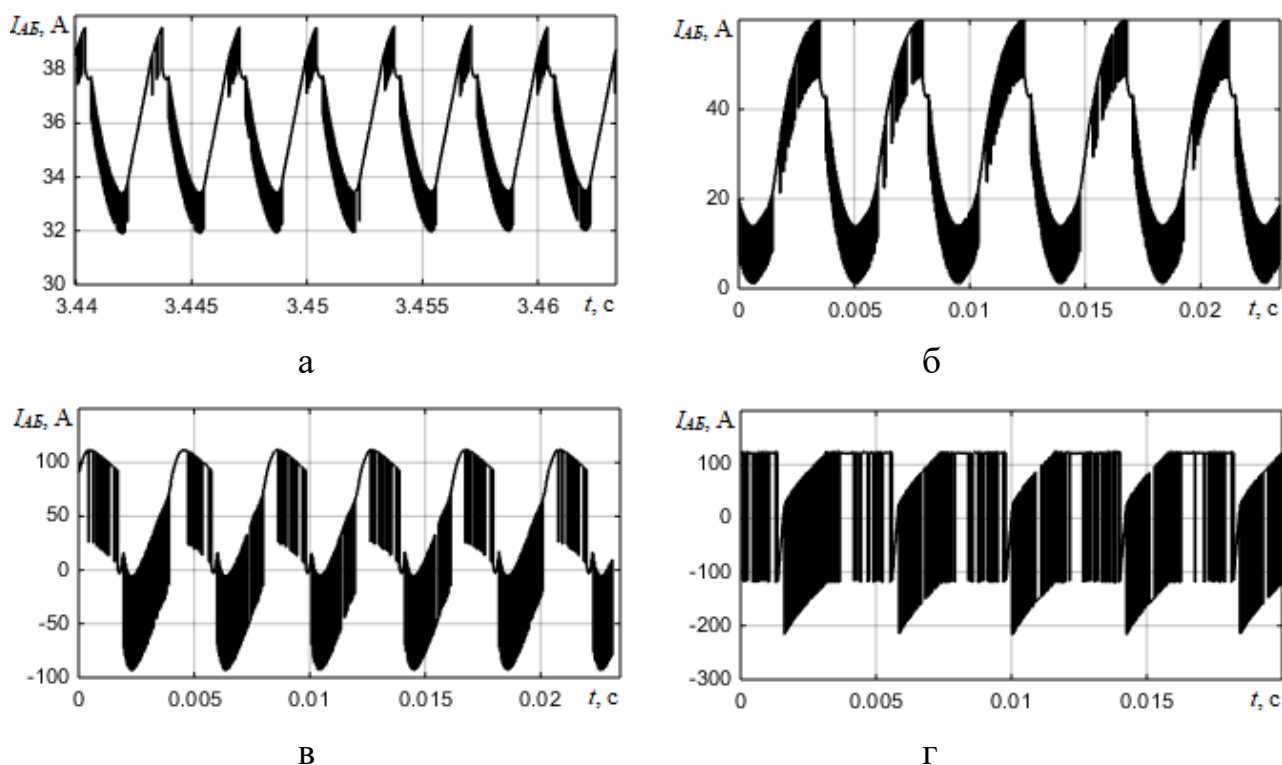


Рисунок 3.23 Осцилограми струму АБ при пуску ВІСтГ за різних значень ємності: а – $C=0,89$ Ф; б – $C=0,1$ Ф; в – $C=0,01$ Ф; г – $C=0$ Ф

Зміна ємності конденсатора в діапазоні $0,1 \dots 1$ Ф не впливає на протікання процесів в ІМ: фазні струми, втрати, електромагнітний момент та тривалість пуску практично незмінні. Разом з тим зниження ємності призводить до збільшення внутрішнього опору конденсаторної батареї (залежність обернено пропорційна) (рис. 3.24, а). Таким чином розподіл вихідного струму ВП дещо змінюється, струм АБ

зростає (рис. 3.24, б), що призводить до незначного зниження напруги (рис. 3.24, в). Потужність стартера за різних значень ємності практично незмінна (знаходиться в межах 596...643 Вт), в результаті чого ємність конденсатора не впливає на тривалість розгону стартера. Так як ємність конденсатора в порівнянні з АБ незначна, її зміна практично не впливає на споживання енергії ВІСтГ (рис. 3.25, а). За зміни ємності конденсатора від 0,01 до 1 Ф загальні витрати енергії АБ зменшуються з 2465 до 2265 Дж, а корисна енергія – з 2415 до 2230 Дж.

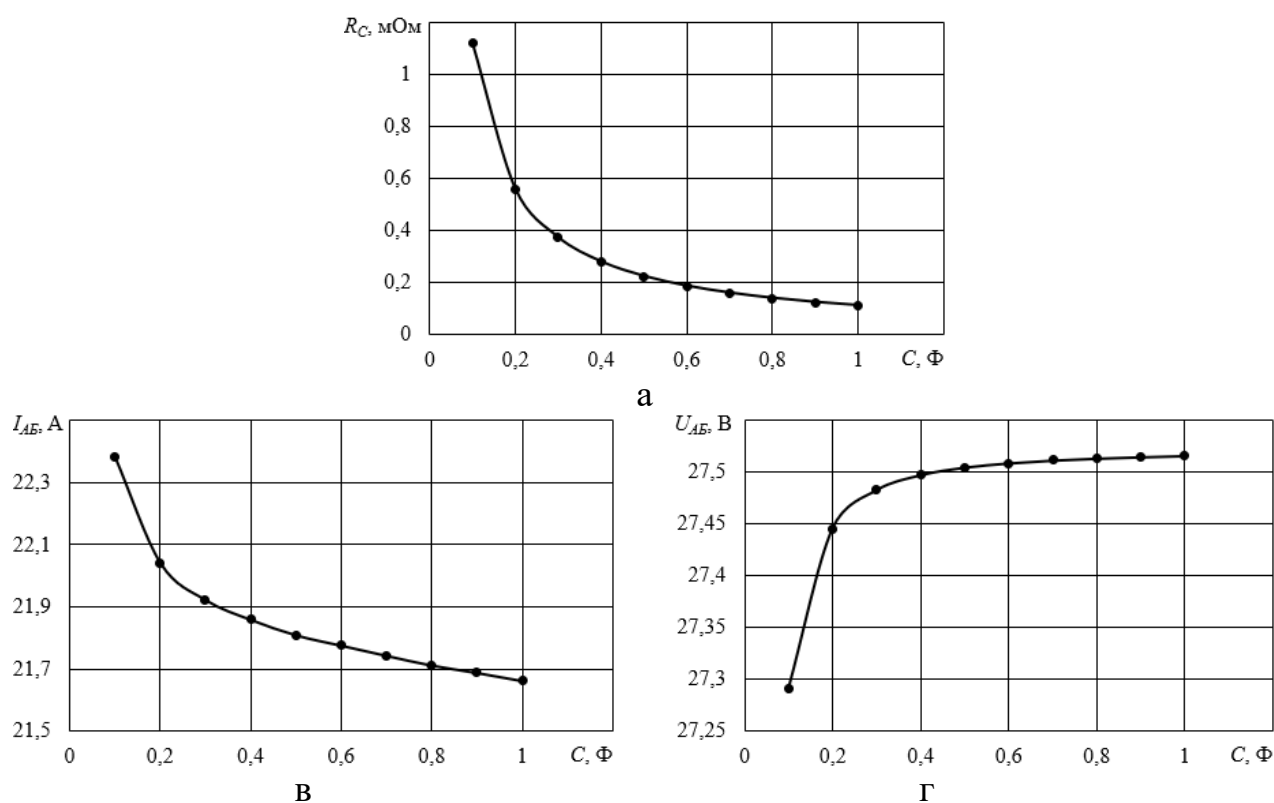


Рисунок 3.24 Залежності внутрішнього опору конденсаторної батареї (а), напруги (б) і струму АБ (в) від ємності конденсатора

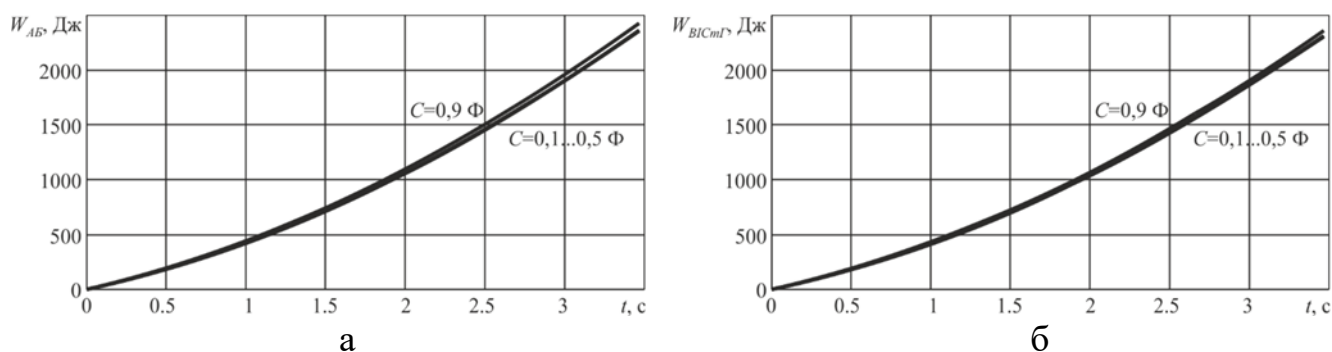


Рисунок 3.25 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень ємності конденсатора: а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Пуски вентиляно-індукторного стартер-генератора при зміні внутрішнього опору акумуляторної батареї ($R_{AB} = \text{var}$). Обмеження рівня фазного струму в значній мірі нівелює вплив внутрішнього опору АБ на протікання процесів в електричній машині. Так при зменшенні опору АБ, збільшується напруга живлення ВІСтГ (рис. 3.26, а), що призводить до більш швидкого зростання фазного струму. В результаті частота комутацій фази на протязі її роботи зростає, і величина фазного струму залишається незмінною. Споживаний струм (рис. 3.26, б) та, відповідно, втрати АБ при цьому дещо зменшуються. Відповідно споживана потужність ВІСтГ залишається практично незмінною, що забезпечує постійність тривалості пуску. Таким чином для пускової системи ВІСтГ із обмеженням рівня фазного струму збільшення опору АБ має лише негативні наслідки – воно призводить до зростання витрат енергії АБ. Загальні витрати енергії АБ (рис. 3.27, а) в діапазоні $R_{AB(\text{ном})}/8 \dots 8 \cdot R_{AB(\text{ном})}$ зростають від 2252 до 2462 Дж, корисна енергія (рис. 3.27, б) зменшується від 2247 до 2221 Дж, а втрати АБ зростають – від 4 до 341 Дж.

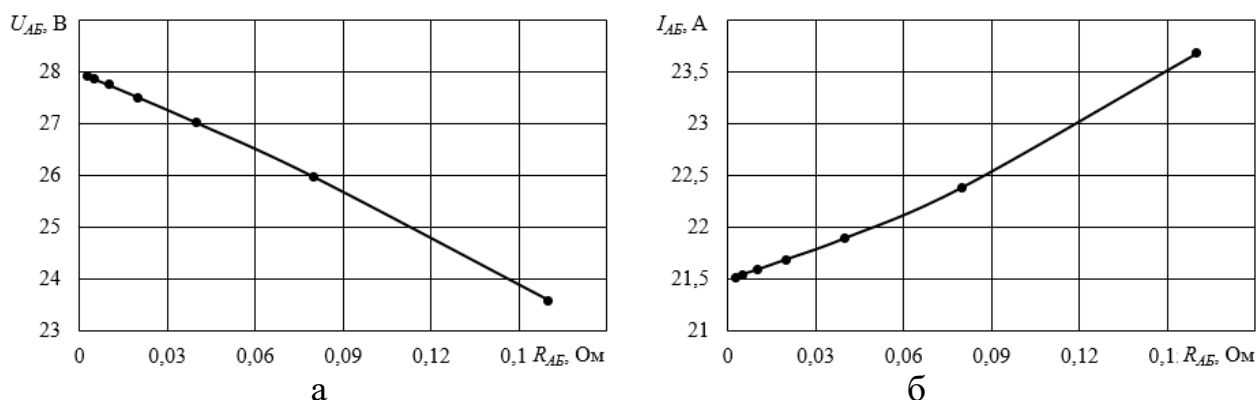


Рисунок 3.26 Залежності напруги (а) і струму АБ (б) від її внутрішнього опору

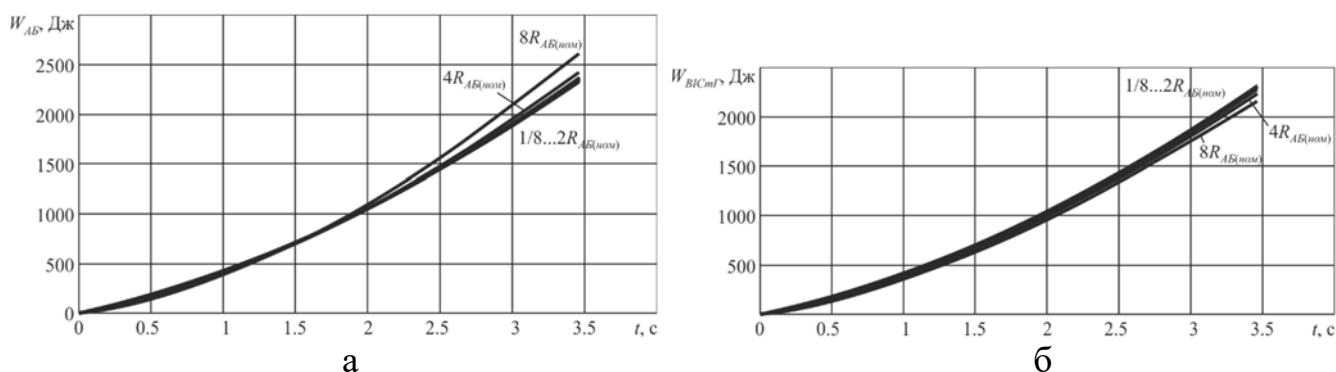


Рисунок 3.27 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень опору АБ:

а – загальна і б – корисна енергія витрачена АБ

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні рівня обмеження фазного струму ($I_{\phi(max)}=var$). Рівень обмеження фазного струму безпосередньо впливає на величину цього струму. Так як електромагнітний момент ВІМ пропорційний квадрату фазного струму (2.8), то і величина електромагнітного моменту ВІСтГ залежить від рівня обмеження фазного струму. Збільшення цього рівня призводить до зростання електромагнітного моменту (залежність лінійна до тих пір поки фазні струми мають прямокутну чи трапецієвидну форму, тобто поки стабілізація фазного струму здійснюється на більшості інтервалу комутації фази). Так при збільшенні струму обмеження від 60 до 600 А електромагнітний момент зростає за лінійною залежністю з 1,4 до 25,5 Н·м (рис. 3.28, а). Як наслідок тривалість пуску знижується з 13,8 до 0,43 с (рис. 3.28, б). В результаті збільшення рівня фазних струмів напруга АБ дещо знижується (рис. 3.28, в). При цьому струм АБ (рис. 3.28, г) зростає пропорційно струму обмеження.

Відповідно струму АБ споживана потужність лінійно збільшується зі збільшенням порогового значення фазного струму (рис. 3.29, а). Так в діапазоні 60...600 А вона зростає від 0,26 до 3,89 кВт, що, в разі необхідності, дозволяє регулювати рівень навантаження АБ. Зниження $I_{\phi(max)}$ дозволяє зменшити навантаження на ВІСтГ, що полегшує його роботу, тоді як підвищення цього значення збільшує потужність пускового пристрою, що дозволяє зменшити час розгону стартера. Корисна енергія АБ витрачена для пуску ВІСтГ обернено пропорційна струму обмеження. Загальні витрати енергії (рис. 3.29, б), з огляду на зростання втрат при збільшенні струмів стартера, мають нижній екстремум, який, приблизно, знаходиться в точці $i_{\phi(max)}=400$ А. Загальні витрати енергії АБ в цьому випадку складають $W_{AB}=1781$ Дж із яких $W_{BICmI}=1651$ Дж – корисна енергія та $W_{em}=124$ Дж – втрати в АБ. Таким чином досягається зниження загальних витрат енергії на 21,4 % хоча і за рахунок збільшення струму АБ в 4,5 рази (97,4 А) втрати в АБ зростають на 253,5 % у порівнянні з номінальними. Середня потужність навантаження на АБ під час пуску складає 2,53 кВт, що приблизно в чотири рази більше ніж за номінальних даних.

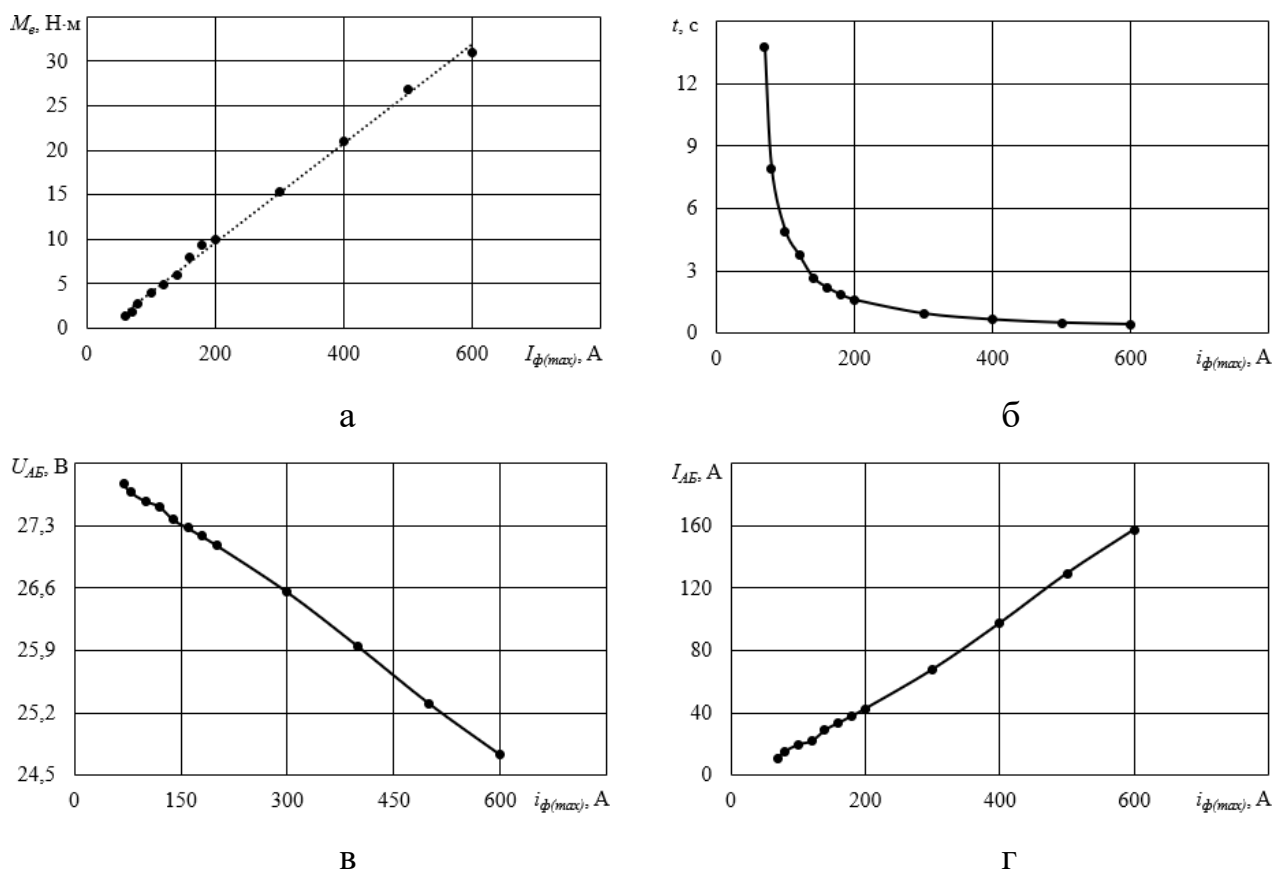


Рисунок 3.28 Залежності середнього значення електромагнітного моменту (а), тривалості розгону стартера (б), напруги (в) і струму АБ (г) від рівня обмеження фазного струму

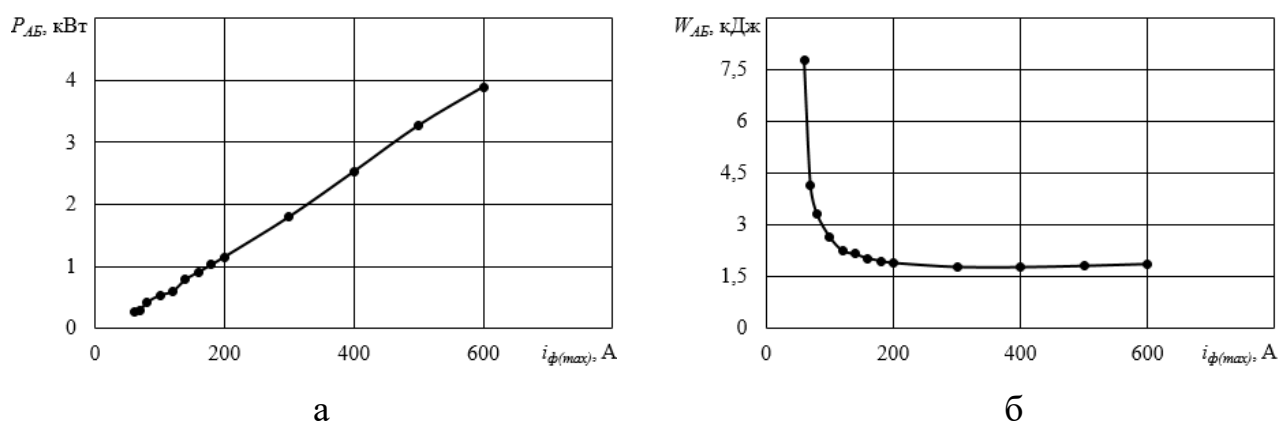


Рисунок 3.29 Залежності середньої потужності (а) та загальної енергії (б) витраченої АБ під час пуску від рівня обмеження фазного струму

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні кутів комутації ($\theta=var$). Відомо, що при роботі ВІМ в режимі двигуна ефективним способом впливу на електромагнітний момент є зміна кутів комутації [10, 24, 20]. Зсув зони комутації

відносно кута вмикання призводить до зміни електромагнітного моменту (рис. 3.30, а): його зростання від 2,73 до 5,17 Н·м при кутах вмикання 36...48 град та спадання від 5,17 до 4,47 Н·м при кутах вмикання 48...57 град. Напруга АБ практично незмінна ($26,58 \text{ В} \pm 0,3 \%$), її струм коливається в межах 16,2...21,9 А. Залежність тривалості розгону стартера від кута вмикання представлена на (рис. 3.30, б). Очевидно, що вона тим більша, чим менше величина електромагнітного моменту.

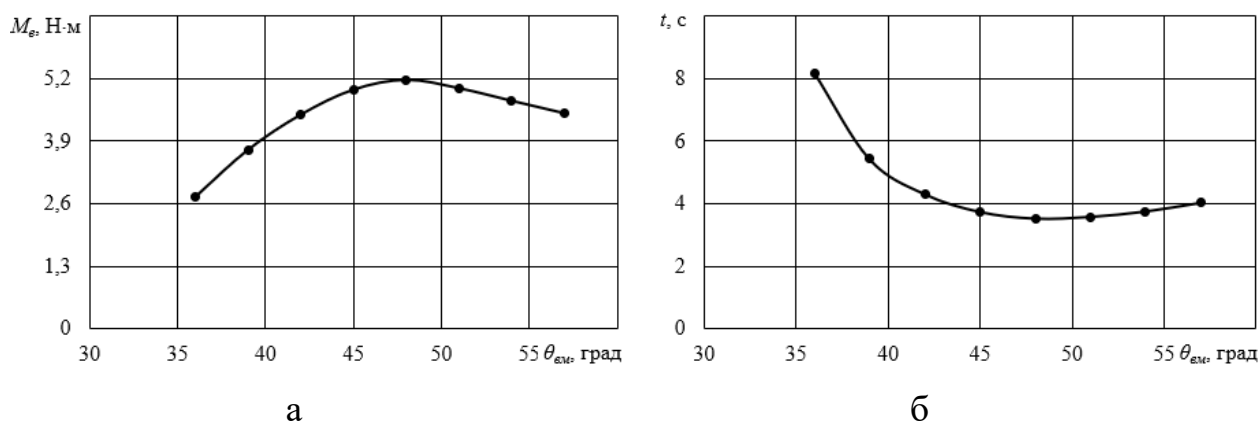


Рисунок 3.30 Залежності середнього електромагнітного моменту (а) та тривалості розгону стартера (б) від кута вмикання за постійної ширини зони комутації

Залежність середньої споживаної потужності ВІСтГ якісно нагадує залежність електромагнітного моменту. На першому інтервалі (за кутів вмикання 36...48 град) вона зростає від 448 до 604 Вт, на другому (за кутів вмикання 48...57 град) – спадає від 604 до 544 Вт. Витрати енергії АБ на першому інтервалі (рис. 3.31, а, б) вказують на низьку ефективність пусків при зсуві зони комутації в сторону зниженні кутів (на відміну від прямих пусків). Пуски ВІСтГ, значення кутів комутації яких знаходяться в другому інтервалі (рис. 3.31, в, г) є більш енергоефективними. Так за кутів вмикання 48...57 град витрати енергії АБ нижчі ніж при номінальних кутах ($\theta_{\text{вм}}=45^\circ$, $\theta_{\text{вим}}=75^\circ$). Екстремальне значення витрат енергії має місце в точці $\theta_{\text{вм}}=51^\circ$, $\theta_{\text{вим}}=81^\circ$. Загальні витрати енергії АБ в цьому випадку складають $W_{\text{АБ}}=2123 \text{ Дж}$ із яких $W_{\text{ВІСтГ}}=2091 \text{ Дж}$ – корисна енергія та $W_{\text{вм}}=32 \text{ Дж}$ – втрати в АБ. Зниження витрат енергії складає 6,3 % як для корисної так і для загальної енергії, втрати в АБ зменшуються на 8,5 % у порівнянні з номінальними.

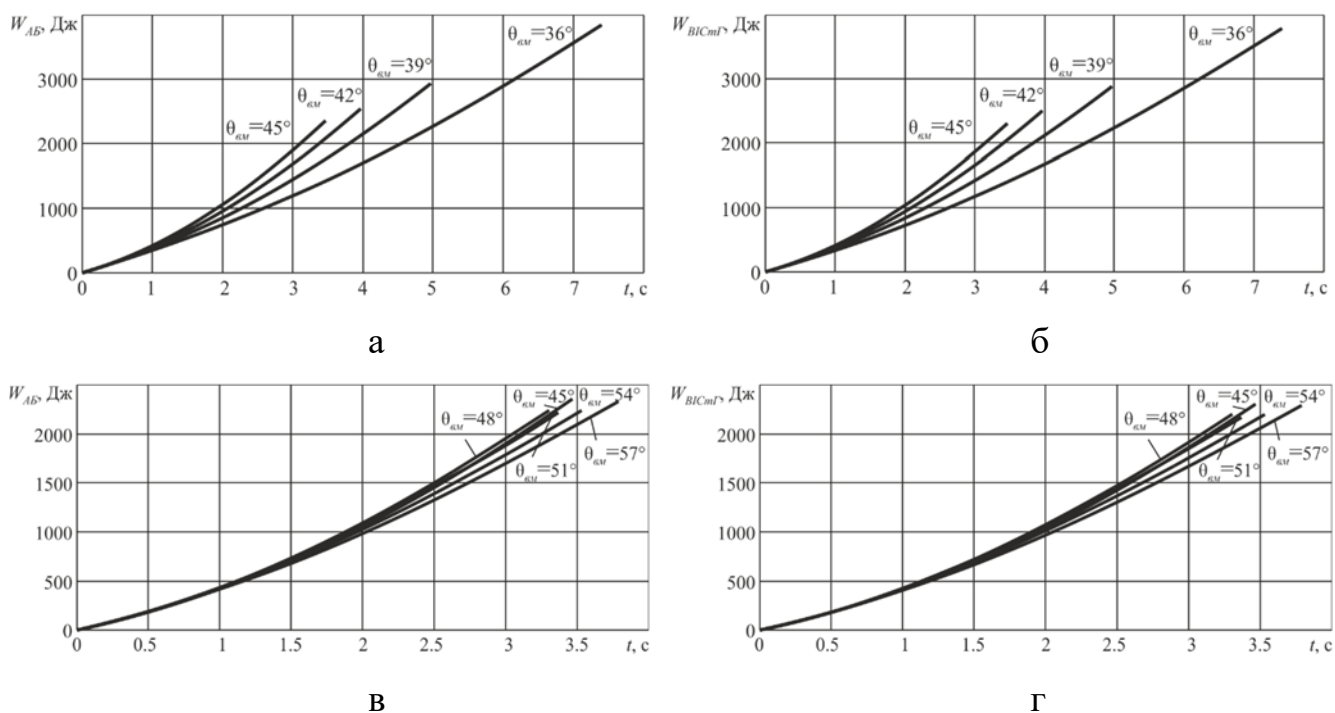


Рисунок 3.31 Часові залежності енергії при пуску ВІСтГ за різних значень кута вмикавання та постійної ширини зони комутації: а, в – загальна і б, г – корисна енергія витрачена АБ

Зменшення кута вмикавання при незмінному куті вимикання призводить до розширення зони комутації, а отже і збільшення тривалості роботи фази. Як наслідок зростає струм АБ (рис. 3.32, а), її напруга спадає (рис. 3.32, б), при цьому тривалість процесу пуску (рис. 3.33, а) зростає зі зміню кута вмикавання відносно номінального ($\theta_{\text{вм}}=45^\circ$) за якого вона мінімальна при будь-яких кутах вимикання, що є наслідком зменшення електромагнітного моменту ВІСтГ (рис. 3.33, б).

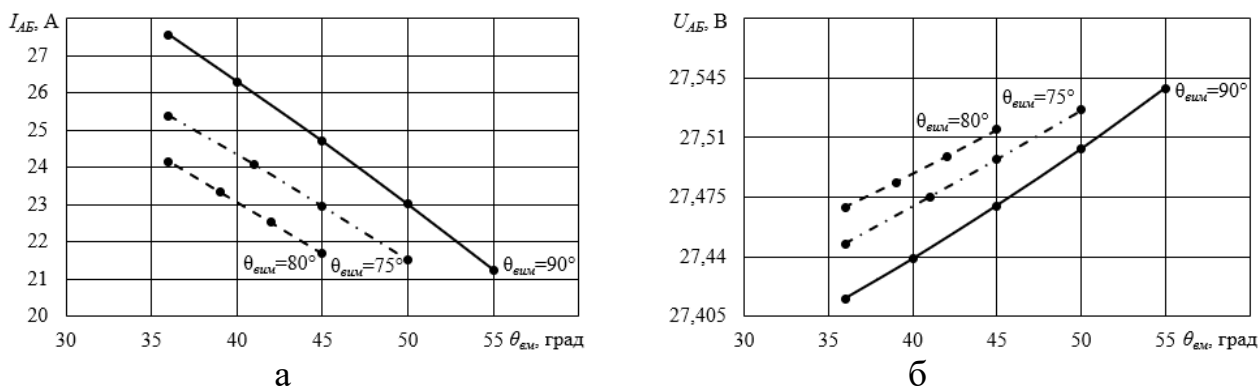


Рисунок 3.32 Залежності струму (а) і напруги АБ (б) від кута вмикавання при незмінному куті вимикання

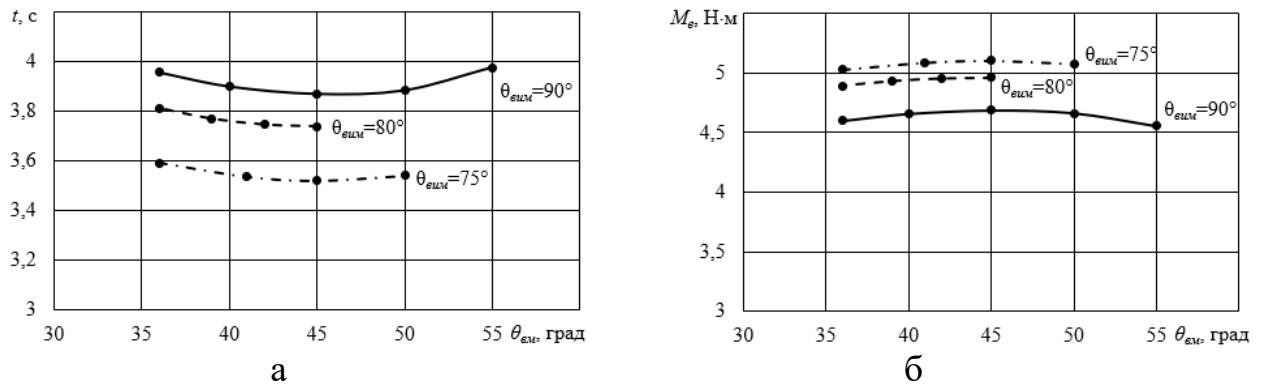


Рисунок 3.33 Залежності струму (а) і напруги АБ (б), тривалості розгону стартера (в) та середнього електромагнітного моменту (г) від кута вмикання при незмінному куті вимикання

Аналогічна ситуація спостерігається і при зміні кута вимикання за незмінного кута вмикання. По мірі розширення зони комутації спадає напруга АБ (рис. 3.34, а), її струм зростає (рис. 3.34, б). Тривалість розгону коливається в межах 3,62...8,18 с для кута вмикання 36° , та від 3,52 до 3,86 с для кута вмикання 45° (рис. 3.34, в). Рисунок 3.34, г відображає ступінь ефективності такого способу впливу на електромагнітний момент, проте, в порівнянні з базовими кутами, збільшення електромагнітного моменту, а отже і прискорення стартера не вдається досягти. Причиною цього явища є обмеження рівня фазного струму яке зменшує область електромеханічного перетворення енергії.

Пуски вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні напруги живлення. Електромагнітний момент ВІМ залежить від індуктивності, фазного струму та кута повороту. Індуктивність в свою чергу залежить від фазного струму та кута повороту. За постійних кутів комутації та при трапецієвидній формі фазного струму середнє значення струму незмінне, а отже і незмінний електромагнітний момент ВІМ. З рівняння (2.8) випливає що при обмеженні фазних струмів рівень напруги живлення не впливає на електромагнітний момент ВІМ, тобто якщо інші умови незмінні, то тривалість процесу пуску незмінна.

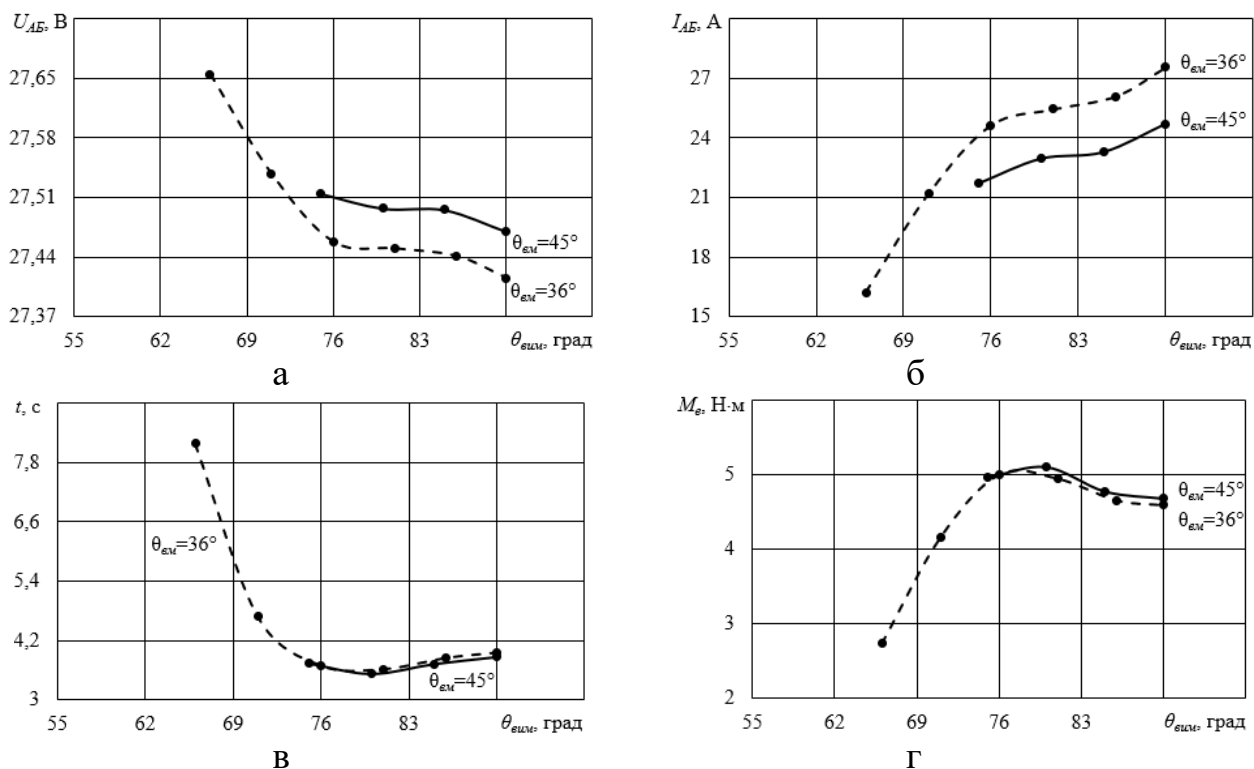


Рисунок 3.34 Залежності напруги (а) та струму АБ (б), тривалості розгону стартера (в) та середнього електромагнітного моменту (г) від кута від кута вимикання при незмінному куті вмикання

На практиці вплив зміни ЕРС акумуляторної батареї все ж таки має місце. Її збільшення призводить до пришвидшення зростання фазних струмів при подачі напруг на фази, в результаті чого фронти імпульсів фазного струму стають більш крутими, а частота перемикавання транзисторів зростає. Зменшення цієї ЕРС сповільнює темп зростання фазних струмів в результаті чого вони стають більш трапецієвидними, а їх площа дещо зменшується. Хоча збільшення ЕРС акумуляторної батареї призводить до зменшення її струму (залежність обернено пропорційна), потужність АБ зростає, що при незмінній тривалості пуску призводить до збільшення витрат енергії. Високі значення струму АБ при зниженні її ЕРС та збільшення потужності при збільшенні її ЕРС стають причиною того, що енергоефективність таких пусків менша ніж за номінальної напруги.

Таким чином регулювання напруги живлення ВІМ в стартерному режимі за наявності обмеження струму не здійснює позитивного впливу на енергетичну ефективність пускових процесів.

Узагальнені результати досліджень стартерних режимів за зміни параметрів ВІСтГ та АБ при обмеженні рівня фазного струму в порівнянні з прямим пуском при номінальних параметрах наведені в таблиці 3.2.

Таблиця 3.2

Дослідження енергетичних показників пусків ВІСтГ при обмеженні рівня фазного струму за зміни параметрів

Параметри	Відношення $W_{AB}/W_{AB(ном)},$ В.О.	Відношення $W_{ВІСтГ}/$ $W_{ВІСтГ(ном)},$ В.О.	Відношення $W_{вт}/W_{вт(ном)},$ В.О.	Відношення $P_{AB}/P_{AB(ном)},$ В.О.
$J_C=0,2 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$	2,204	2,626	0,197	0,116
$J_C=0,3 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$	3,312	3,945	0,297	0,116
$J_C=0,4 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$	4,42	5,266	0,396	0,116
$J_C=0,5 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$	5,528	6,586	0,495	0,116
$J_C=0,6 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$	6,636	7,905	0,594	0,116
$J_C=0,7 \text{ кг}\cdot\text{м}^2$	7,744	9,226	0,694	0,116
$C=0,01 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,192	1,414	0,137	0,125
$C=0,1 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,123	1,337	0,104	0,119
$C=0,2 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,112	1,324	0,101	0,118
$C=0,3 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,107	1,319	0,1	0,117
$C=0,4 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,104	1,316	0,1	0,117
$C=0,5 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,102	1,313	0,099	0,117
$C=0,6 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,101	1,311	0,099	0,117
$C=0,7 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,099	1,309	0,098	0,116
$C=0,8 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,098	1,308	0,098	0,116
$C=1 \text{ Ф}, R_C=R_{C(ном)}\cdot C/C_{ном}$	1,096	1,306	0,098	0,116
$R_{AB}=R_{AB(ном)}/8$	1,089	1,316	0,012	0,117
$R_{AB}=R_{AB(ном)}/4$	1,091	1,315	0,024	0,117
$R_{AB}=R_{AB(ном)}/2$	1,093	1,312	0,049	0,117
$R_{AB}=2\cdot R_{AB(ном)}$	1,105	1,296	0,2	0,115
$R_{AB}=4\cdot R_{AB(ном)}$	1,127	1,276	0,419	0,113
$R_{AB}=8\cdot R_{AB(ном)}$	1,191	1,242	0,949	0,109
$I_{ф(max)}=60 \text{ А}$	3,768	4,53	0,144	0,05
$I_{ф(max)}=70 \text{ А}$	2,015	2,42	0,09	0,058
$I_{ф(max)}=80 \text{ А}$	1,613	1,931	0,1	0,081
$I_{ф(max)}=100 \text{ А}$	1,289	1,538	0,103	0,104
$I_{ф(max)}=140 \text{ А}$	1,045	1,238	0,125	0,154
$I_{ф(max)}=160 \text{ А}$	0,987	1,166	0,136	0,177
$I_{ф(max)}=180 \text{ А}$	0,948	1,117	0,148	0,2
$I_{ф(max)}=200 \text{ А}$	0,922	1,082	0,162	0,224
$I_{ф(max)}=300 \text{ А}$	0,865	0,996	0,242	0,35
$I_{ф(max)}=400 \text{ А}$	0,862	0,97	0,346	0,492
$I_{ф(max)}=500 \text{ А}$	0,88	0,966	0,47	0,636
$I_{ф(max)}=600 \text{ А}$	0,907	0,974	0,589	0,757
$E_{AB}=E_{AB(ном)}/2$	1,243	1,42	0,398	0,1
$E_{AB}=2\cdot E_{AB(ном)}$	1,2	1,447	0,028	0,124

<i>I</i>	2	3	4	5
$E_{AB}=3 \cdot E_{AB(ном)}$	1,385	1,672	0,016	0,14
$E_{AB}=4 \cdot E_{AB(ном)}$	1,678	2,028	0,013	0,169
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=66^\circ$	1,796	2,148	0,12	0,087
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=71^\circ$	1,34	1,598	0,117	0,113
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=75^\circ$	1,245	1,481	0,124	0,129
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=76^\circ$	1,231	1,464	0,125	0,132
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,232	1,464	0,129	0,136
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=81^\circ$	1,247	1,481	0,131	0,136
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=86^\circ$	1,359	1,614	0,146	0,139
$\theta_{вм}=36^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	1,475	1,75	0,167	0,147
$\theta_{вм}=39^\circ, \theta_{вим}=69^\circ$	1,364	1,629	0,104	0,1
$\theta_{вм}=39^\circ, \theta_{вим}=75^\circ$	1,189	1,415	0,114	0,125
$\theta_{вм}=40^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	1,387	1,647	0,15	0,14
$\theta_{вм}=41^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,152	1,37	0,114	0,129
$\theta_{вм}=42^\circ, \theta_{вим}=72^\circ$	1,189	1,418	0,1	0,109
$\theta_{вм}=42^\circ, \theta_{вим}=75^\circ$	1,141	1,358	0,106	0,121
$\theta_{вм}=45^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,093	1,301	0,103	0,123
$\theta_{вм}=45^\circ, \theta_{вим}=85^\circ$	1,172	1,395	0,112	0,125
$\theta_{вм}=45^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	1,292	1,536	0,131	0,132
$\theta_{вм}=48^\circ, \theta_{вим}=78^\circ$	1,046	1,246	0,095	0,117
$\theta_{вм}=50^\circ, \theta_{вим}=80^\circ$	1,03	1,227	0,091	0,115
$\theta_{вм}=50^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	1,208	1,438	0,115	0,123
$\theta_{вм}=51^\circ, \theta_{вим}=81^\circ$	1,027	1,224	0,09	0,114
$\theta_{вм}=54^\circ, \theta_{вим}=84^\circ$	1,038	1,238	0,087	0,11
$\theta_{вм}=55^\circ, \theta_{вим}=90^\circ$	1,143	1,363	0,1	0,114
$\theta_{вм}=57^\circ, \theta_{вим}=87^\circ$	1,075	1,283	0,087	0,106

Таким чином досліджено вплив моменту інерції, ємності конденсаторів у колі постійного струму ВП, внутрішнього опору та ЕРС акумуляторної батареї, кутів комутації та рівня обмеження фазного струму на процеси в стартерному режимі ВІСтГ. Показано, що зміна моменту інерції, рівня обмеження фазного струму та кутів комутації впливає на тривалість пускових процесів. Задача зниження фазних струмів за зміни інших параметрів ВІСтГ та АБ однаково успішно вирішується з огляду на наявність стабілізації максимального значення фазного струму. Зниження струму АБ можна досягти за рахунок зменшення моменту інерції, рівня обмеження фазного струму, зниження ЕРС акумуляторної батареї, зсуву зони комутації, або її звуження. Інші параметри слабо впливають на величину споживаного струму ВІСтГ. Однак зазначимо, що за наявності лінійної залежності між струмом АБ та струмом обмеження, застосування інших способів впливу на його величину не є необхідними.

Зниження витрат енергії АБ можна досягти шляхом зменшення моменту інерції, збільшенням порогового значення фазного струму, зсуву зони комутації в сторону збільшення кутів. Задача зниження потужності навантаження АБ успішно вирішується лише шляхом зменшення порогового значення фазного струму. Інші параметри, такі як напруга живлення та кути комутації недостатньо знижують величину навантаження.

Таким чином можна констатувати, що хоча за рахунок наявності стабілізації максимального значення фазного струму в значній мірі нівелюється вплив інших параметрів ВІСтГ та АБ на пускові процеси, зміною величини обмеження фазного струму можна вирішити всі поставлені задачі. Звичайно це рішення буде представляти деякий компроміс, оскільки в такому випадку задача зниження витрат енергії сумісно з іншими вирішується в певному діапазоні значень струму обмеження. За межами цього діапазону вона протиставляється іншим задачам, так як значне обмеження фазного струму є енергетично неефективним через затягування процесу пуску. Відзначимо, що важливе значення при цьому має правильний вибір номінальної потужності стартера відносно даного навантаження на стадії його проектування.

Таким чином наведені рекомендації щодо формування процесів ВІСтГ в стартерному режимі, дозволяють зменшити тривалість пускових процесів, витрати енергії АБ та знизити різкі стрибки фазних струмів та струму АБ.

Посилання: [3, 5, 8-10, 12, 20, 23, 24, 40, 55] див. Список використаних джерел стор. 174-176, 178, 179.

3.3 Висновки до розділу 3

Проведено дослідження перехідних процесів стартерного режиму ВІСтГ з акумуляторною батареєю (АБ) під час прямих пусків та пусків із обмеженням рівня фазного струму та встановлено вплив параметрів на протікання цих процесів.

1. Аналіз прямих пусків дозволив встановити, що:

- зміна тривалості пуску досягається при зміні моменту інерції, ЕРС та внутрішнього опору АБ, кутів комутації та коефіцієнту заповнення ШПР фазної напруги;
- зниження фазних струмів можна досягти за рахунок збільшення внутрішнього опору АБ та зменшення коефіцієнта заповнення ШПР фазної напруги; зниження ЕРС акумуляторної батареї також в деякій мірі сприяє зниженню струму фаз;
- зниження струму АБ реалізується зменшенням моменту інерції, збільшенням ємності конденсаторів, внутрішнього опору АБ та коефіцієнта заповнення ШПР фазної напруги, зниження ЕРС акумуляторної батареї та зсуву зони комутації в сторону збільшення кутів;
- зниження витрат енергії АБ під час пуску досягається за рахунок зменшення моменту інерції, внутрішнього опору АБ, зсуву зони комутації в сторону зменшення кутів, збільшення ємності конденсатора кола постійного струму, застосування ШПР фазної напруги з оптимальним значенням коефіцієнту заповнення;
- зниження потужності навантаження АБ можна досягти шляхом зменшення її ЕРС, коефіцієнту заповнення ШПР фазної напруги, збільшення опору АБ та зсуву зони комутації в сторону збільшення кутів.

Таким чином за рахунок зміни параметрів ВІСтГ та АБ можливо досягти вирішення поставлених задач у випадку прямих пусків стартера. В ряді випадків таке їх рішення є задовільним з огляду на простоту їх реалізації, перш за все це стосується систем запуску в яких відносна потужність ВІСтГ невисока, а АБ допускає відповідні розрядні струми. В інших випадках вирішення задач може виявитись недостатнім, особливо в напрямку зниження струмів ВІСтГ.

2. Аналіз пусків при стабілізації максимального значення фазного струму дозволив встановити, що:

- тривалість пуску ВІСтГ залежить від моменту інерції, рівня обмеження фазного струму та кутів комутації;
- зниження фазних струмів досягається шляхом обмеження струму, що проходить через транзистори, за рахунок комутації фази, струм якої перевищує встановлений рівень обмеження;

- зниження струму АБ можна досягти за рахунок зменшення моменту інерції, рівня обмеження фазного струму, зниження ЕРС акумуляторної батареї, зсуву зони комутації, або її звуження;
- зниження витрат енергії АБ реалізується шляхом зменшення моменту інерції, збільшенням порогового значення фазного струму, зсуву зони комутації в сторону збільшення кутів;
- зниження потужності навантаження АБ в достатній мірі досягається лише за рахунок зменшення порогового значення фазного струму.

Таким чином за рахунок зміни величини обмеження фазного струму можна успішно вирішити всі поставлені задачі. Крім того, підвищити ефективність пускових процесів можна за рахунок зміни інших параметрів, однак слід враховувати, що наявність стабілізації максимального значення фазного струму в значній мірі зменшує їх вплив.

3. Наведені рекомендації щодо формування процесів ВІСтГ в стартерному режимі за рахунок встановлення оптимальних параметрів дозволяють зменшити тривалість пускових процесів, витрати енергії АБ та знизити різкі стрибки фазних струмів та струму АБ.

РОЗДІЛ 4

ГЕНЕРАТОРНИЙ РЕЖИМ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА

В останні роки кількість наукових праць присвячених дослідженню вентильно-індукторних машин зростає. В основному вони стосуються вдосконалення конструкцій, покращення робочих характеристик, вивчення процесів формування квазісталих процесів, тощо, ВІМ в режимі двигуна. Дослідження генераторного режиму ВІМ в той же час практично не проводилися. Такі дослідження представляють науковий і практичний інтерес, зокрема, розробка систем керування, підходів до стабілізації вихідної напруги, дослідження процесів при збудженні та зміні навантаження вентильно-індукторних генераторів (ВІГ).

4.1 Підходи до стабілізації вихідної напруги вентильно-індукторного стартер-генератора

Відомі підходи до регулювання вихідної напруги ВІГ [25] потребують вдосконалення з метою зменшення числа керуючих змінних та підвищення якості стабілізації напруги [39].

Дослідження перехідних процесів ВІГ проведено для генераторного режиму стартер-генератора з наступними номінальними даними: $P_{\text{ном}}=3$ кВт, $U_{\text{ном}}=28$ В, $n_{\text{ном}}=3000$ об/хв. Модель комутатора виконана за схемою несиметричного напівмосту. При аналізі процесів генераторів частота обертання приводного двигуна вважалась сталою.

Відомо, що вихідна напруга ВІГ при роботі з фіксованими кутами комутації нестабільна, і може зростати або спадати експоненційно, в залежності від навантаження [25]. Тому важливою задачею системи керування ВІГ є компенсація таких змін, тобто стабілізація його вихідної напруги в залежності від зміни навантаження. Розглянуто наступні методи стабілізації вихідної напруги: за допомогою зміни кутів комутації та рівня фазного струму [9].

Реалізацію першого підходу можна побачити на рис. 4.1. Зовнішні характеристики ВІГ при різних кутах комутації мають висхідний характер. Вони в деякій мірі подібні до зовнішніх характеристик генератора постійного струму з послідовним збудженням [26]. При зростанні фазного струму зростає магнітний потік та електрорушійна сила генератора. Зсув зони комутації в сторону зменшення кутів призводить до збільшення крутизни зовнішніх характеристик. За однакової напруги така зміна кутів комутації призводить до зменшення генерованої потужності.

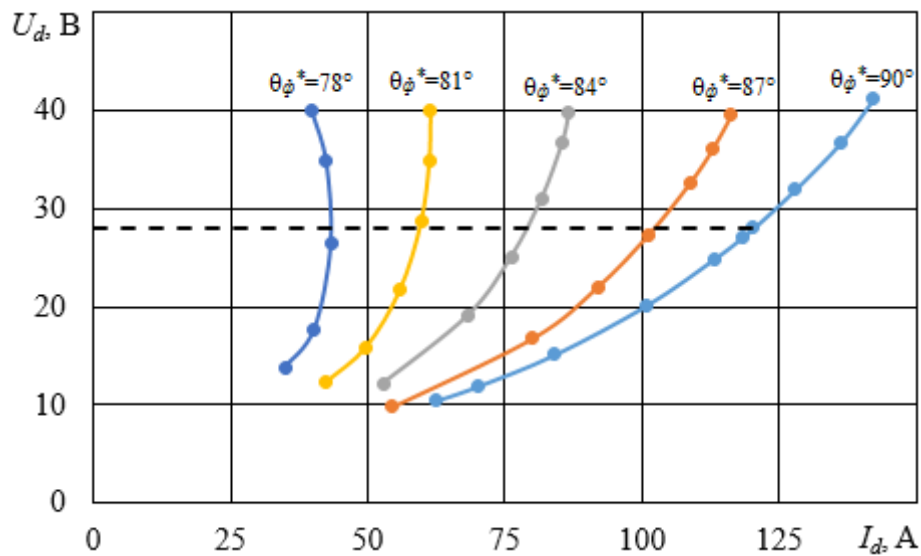


Рисунок 4.1 Зовнішні характеристики ВІГ при різних кутах комутації

З рисунку 4.1 видно, що вихідна напруга ВІГ дуже чутлива до змін кутів комутації. При необхідності стабілізації вихідної напруги на рівні 28 В стійка робота ВІГ можлива в діапазоні навантажень від 1,2 до 3,4 кВт. Стабілізація напруги відбувається наступним чином: генератор працює з певним кутом ввімкнення та заданою напругою, при збільшенні навантаження вихідна напруга ВІГ починає зростати. Зміщення зони комутації в сторону збільшення кутів (за залежністю $\theta_{\phi}^* = f(U_d^*, i_d)$) сповільнює ріст напруги. При зменшенні навантаження зниження напруги компенсується зміщенням зони комутації в сторону зменшення кутів.

Одним з варіантів такої системи керування ВІГ є схема представлена на рисунку 4.2. Регулювання напруги здійснюється шляхом комутації фази при досягненні кутом повороту ротора відносно фази θ_{ϕ} заданого значення θ_{ϕ}^* , ширина зони комутації T

при цьому постійна ($T = \theta_{вим} - \theta_{вм} = 360/m/Z_R = 30$ град). Стабілізація відбувається за встановленою залежністю $\theta_\phi^* = f(U_d^*, i_d)$ між кутом вмикання θ_ϕ^* , заданою напругою U_d^* та вихідним струмом i_d (датчик струму ДС), котра визначається шляхом моделювання або експериментально.

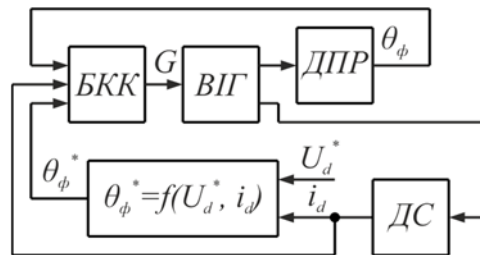


Рисунок 4.2 Структурна схема системи керування генератором при стабілізації вихідної напруги зміною кутів комутації

Блок керування комутацією БКК отримує сигнали середнього значення вихідного струму i_d від датчика струму ДС та миттєвого значення кута повороту ротора θ_ϕ від датчика положення ротора ДПР та виробляє керуючий вплив на ВІП відповідно заданому значенню кута вмикання θ_ϕ^* .

Запропонована структурна схема системи керування відноситься до класу систем, що працюють по збуренню. Збуренням в системі виступає струм i_d , а регулюючий вплив визначається величиною θ_ϕ^* . При цьому інші збурення не компенсуються.

Алгоритм функціонування та стабілізації вихідної напруги генератора зміною кутів комутації:

- приводний двигун працює з номінальною частотою обертання, генератор підключається до АБ;
- зміною кутів комутації, що відповідають холостого ходу, ВІМ переводиться в генераторний режим (відбувається збудження генератора та зростання напруги до номінального рівня);
- стабілізація виконується за встановленою залежністю між кутом вмикання, заданою напругою та вихідним струмом, ширина зони комутації при цьому постійна.

Суттєвим недоліком такого способу стабілізації напруги являється зниження його ефективності при навантаженнях близьких до холостого ходу. Так стабілізація напруги в діапазоні від 0 до 1,2 кВт здійснюється при значеннях кутів комутації $\theta_{\text{вм}} < 78^\circ$. Зовнішні характеристики ВІГ при таких кутах досить круті, навіть мала зміна струму навантаження викликає значні відхилення рівня напруги. Таким чином забезпечення якості вихідної напруги вимагає застосування датчика кута повороту з дуже високою роздільною здатністю.

Другий підхід до стабілізації вихідної напруги ВІГ представлено на рис. 4.3. Система керування здійснює регулювання вихідної напруги ВІГ шляхом зміни рівня обмеження фазного струму (впливаючи на максимальне значення струму, що проходить через транзистори) при фіксованих кутах комутації. При цьому забезпечується стабілізація вихідної напруги ВІГ на заданому рівні. При стабілізації напруги на рівні 28 В надійна робота генератора забезпечується в діапазоні навантажень від 0 до 3,4 кВт.

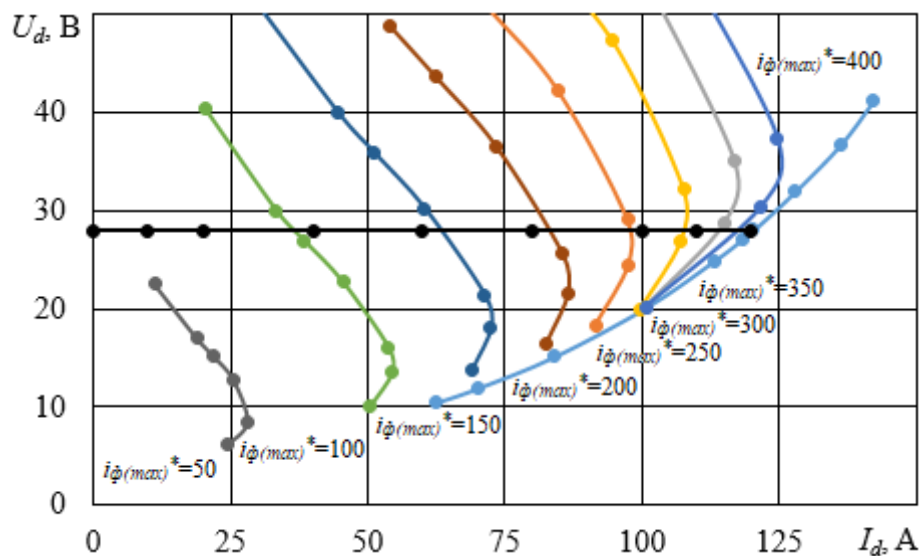


Рисунок 4.3 Зовнішні характеристики ВІГ при різних рівнях фазного струму

Для реалізації цього підходу розроблено схему системи керування ВІГ, яка зображена на рис. 4.4. Регулювання напруги здійснюється шляхом комутації фази при досягненні фазним струмом $i_{\phi(m)}$ заданого значення $i_{\phi(max)}^*$, кути комутації при цьому задаються постійними. Стабілізація відбувається за встановленою залежністю

$i_{\phi(max)}^* = f(U_d^*, i_d)$ між максимальним струмом фази $i_{\phi(max)}^*$, заданою напругою U_d^* та вихідним струмом i_d (датчик струму ДС1), котра визначається шляхом моделювання або експериментально.

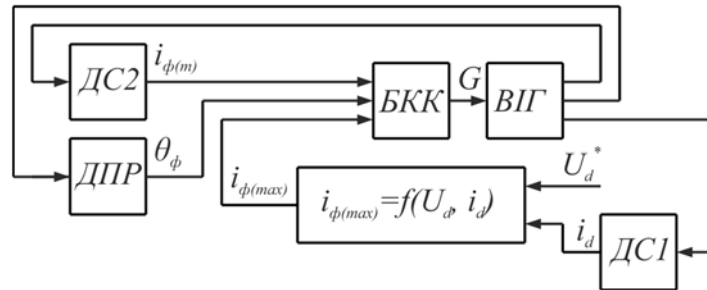


Рисунок 4.4 Структурна схема системи керування генератором при стабілізації вихідної напруги зміною рівня фазного струму

Сигнали миттєвого значення фазного струму $i_{\phi(m)}$ від датчика струму ДС2 та кута комутації фази θ_{ϕ} від ДПР надходять до БКК, який згідно з заданим значенням максимального фазного струму $i_{\phi(max)}^*$ виробляє керуючий вплив на ВП.

Як і в попередньому випадку запропонована структурна схема системи керування відноситься до класу систем, що працюють по збуренню. Збуренням в системі (рис. 4.4) виступає струм i_d , а регулюючий вплив визначається величиною $i_{\phi(max)}^*$. При цьому інші збурення не компенсуються.

Алгоритм стабілізації наступний: збуджений ВІГ працює в режимі холостого ходу. При підключенні навантаження вихідний струм зростає, відповідно чому (за залежністю $i_{\phi(max)}^* = f(U_d^*, i_d)$) зростає максимальне значення струму фази. Рівень напруги залишається незмінним. Зі зменшенням навантаження максимальне значення струму фази спадає.

Підключення навантаження, що перевищує максимально допустиме, призведе до зниження напруги по природній зовнішній характеристиці генератора, а також до розмагнічування машини та розряду конденсатора фільтра. Відновлення роботи ВІГ можливе лише після зниження навантаження. У випадку повної розрядки конденсатора необхідно забезпечити початкове збудження машини, попередньо здійснивши заряд конденсатора.

Таким чином, більш практичним підходом до стабілізації вихідної напруги є регулювання рівня фазного струму. Недоліком запропонованої системи керування, яка реалізує цей принцип є залежність від зміни інших параметрів генератора. Зокрема зміна ємності конденсатора позначається на жорсткості зовнішніх характеристик (рис. 4.5): зі зменшенням ємності вони стають більш пологими. Одночасно з цим зменшення ємності призводить до зростання пульсацій вихідної напруги.

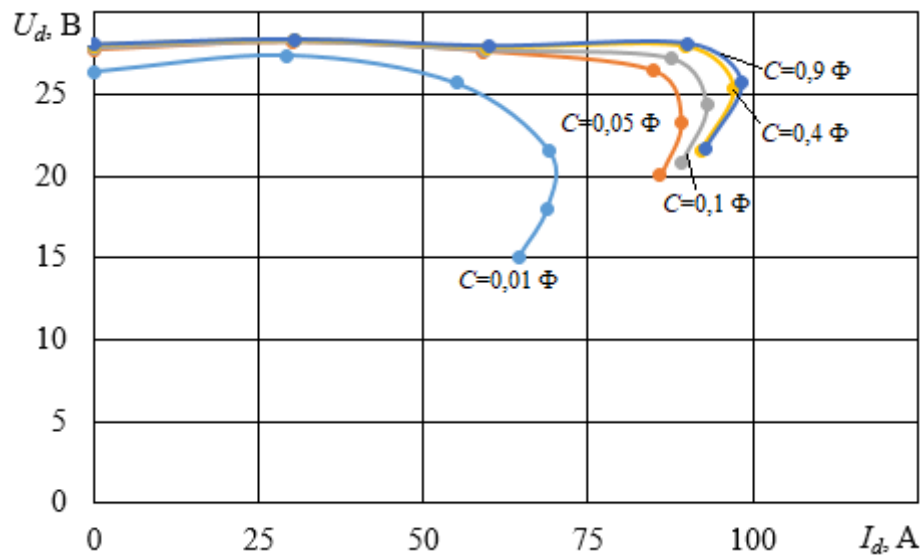


Рисунок 4.5 Вплив ємності конденсатора на зовнішні характеристики ВІГ

Невідповідність кутів комутації номінальним також впливає на робочі характеристики генератора. Так зсув зони комутації в сторону зменшення кутів призводить до збільшення кута нахилу зовнішньої характеристики (рис. 4.6) в результаті чого вони стають висхідними. Максимальна потужність генератора знижується, її перевищення призводить до спадання напруги по природній зовнішній характеристиці. Напруга холостого ходу лінійно знижується зі зсувом зони комутації в сторону зниження.

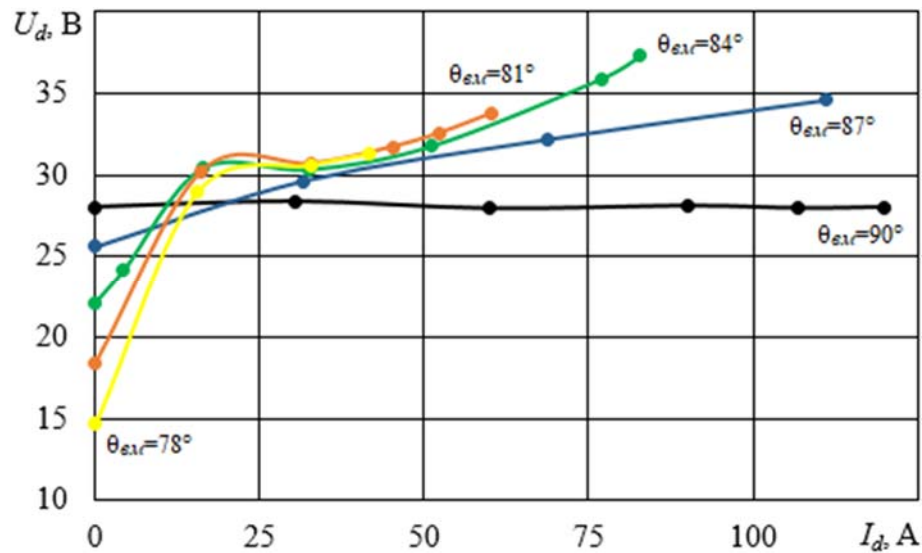


Рисунок 4.6 Вплив кутів комутації на зовнішні характеристики ВІГ

Відзначимо, що в обох випадках зміна зовнішніх характеристик не являється суттєвим недоліком, так як може бути усунута за допомогою СК шляхом зміни регулювальної характеристики. Іншим підходом є усунення похибки стабілізації за рахунок застосування додаткового регулятора, що компенсує відхилення рівня напруги. Наявність такого регулятора дозволяє в тому числі компенсувати зміну ЕРС генератора, яка має місце у випадку зміни частоти обертання. Цей регулятор виробляє додатковий сигнал величиною $\Delta i_{\phi(max)}^*$, величина якого збільшує чи зменшує рівень заданого фазного струму $i_{\phi(max)}^*$ пропорційно відхиленню рівня напруги. Структурна схеми системи керування ВІГ зображена на рис. 4.7. Регулювання напруги здійснюється шляхом комутації фази при досягненні фазним струмом $i_{\phi(m)}$ заданого значення $i_{\phi(max)}^* + \Delta i_{\phi(max)}^*$. В іншому робота системи керування не відрізняється від запропонованої на рисунку 4.4.

В найпростішому випадку підхід до стабілізації вихідної напруги зміною максимального значення фазного струму може бути реалізований за рахунок системи автоматичного керування, що працює за відхиленням (рис. 4.8). Збуренням в системі виступає величина вихідної напруги U_d , що вимірюється датчиком напруги ДН, а регулюючий вплив визначається величиною $i_{\phi(max)}^*$. Стабілізація вихідної напруги здійснюється за відхиленням її рівня ПІ регулятором, який визначає рівень заданого фазного струму $i_{\phi(max)}^*$. При цьому варто зазначити, що для стійкої роботи ВІГ така

СК вимагає швидкої взаємодії її елементів. Невиконання цієї вимоги може призвести до зростання вихідної напруги ВІГ при різкій зміні навантаження (відповідно до рис. 4.1).

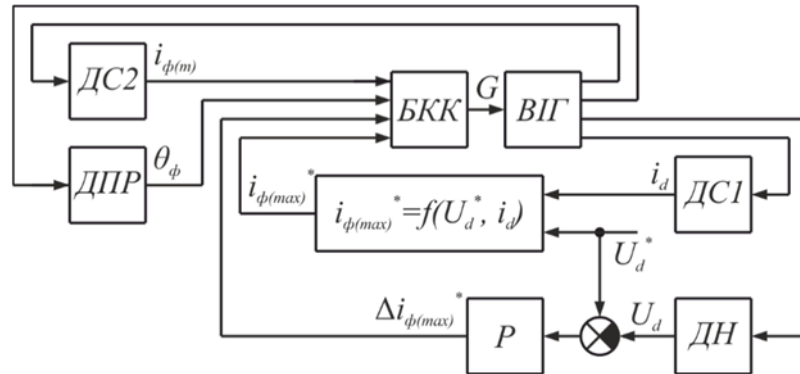


Рисунок 4.7 Структурна схема системи керування вентильно-індукторним генератором за залежністю $i_{\phi(max)}^* = f(U_d^*, i_d)$

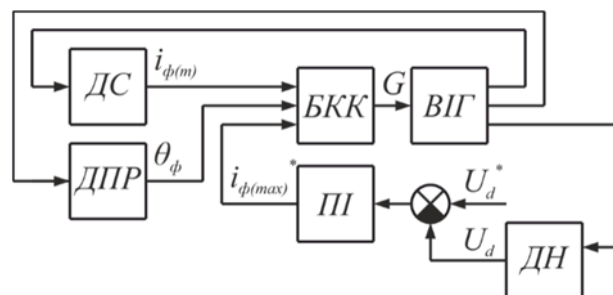


Рисунок 4.8 Структурна схема системи керування генератором при стабілізації вихідної напруги ПІ регулятором за відхиленням

4.2 Перехідні процеси та якість електроенергії автономного вентильно-індукторного стартер-генератора

До перехідних процесів електричної машини відносяться будь-які процеси, викликані виходом її із стану рівноваги. Такі процеси виникають як при нормальній роботі, так і в аварійних режимах. Перші представляють особливий інтерес, так як характер їх протікання повинен відповідати певним вимогам. До таких процесів ВІСтГ відносяться процеси збудження та зміни навантаження.

4.2.1 Процеси збудження вентильно-індукторного стартер-генератора від акумуляторної батареї

Для запуску ВІГ необхідний початковий запас електричної енергії, який забезпечить зростання його ЕРС до значення достатнього для покриття втрат (в машині та ВП) та заряду конденсатора в колі постійного струму до рівня напруги достатнього для його збудження. Для створення надійного початкового збудження генераторів використовують короточасне підключення джерела напруги невеликої потужності (наприклад, акумуляторної батареї (АБ) напругою 12...24 В) до кола постійного струму ВП.

Збудження ВІГ від АБ здійснюється наступним чином: генератор розганяється приводним двигуном до номінальної частоти обертання, потім до нього через вентильний перетворювач підключається АБ і він отримує енергію для початкового збудження. Одночасно з підключенням джерела напруги заряджається і конденсатор кола постійного струму. Акумуляторна батарея забезпечує збудження генератора лише в короткий проміжок часу, поки не зарядиться конденсатор.

Після збудження акумуляторна батарея або залишається підключеною до кола постійного струму, або відключається, якщо номінальне значення напруги генератора не дозволяє реалізувати їх паралельну роботу. В останньому випадку, як тільки рівень напруги генератора перевищить напругу АБ, остання відключається за допомогою діода. Машина виходить на режим стабільної роботи.

Дослідження проведено за постійної частоти обертання, стабілізація напруги виконується шляхом зміни середнього значення фазного струму (впливаючи на максимальне значення струму, що проходить через транзистори) при фіксованих кутах комутації, параметри СК незмінні. Дослідження перехідного процесу збудження ВІГ від АБ проводиться за холостого ходу.

У випадку низьковольтного генератора максимальне значення фазного струму за холостого ходу (22,22 А) значно менше ніж за номінального навантаження (297,05 А). Як наслідок процес збудження ВІСтГ за незмінного рівня обмеження фазного струму, що відповідає холостому ходу генератора, протікає повільно

(характер зміни напруги кола постійного струму відповідає перехідній функції аперіодичної ланки другого порядку). При $I_{\phi(max)}=22,22$ А тривалість процесу збудження перевищує 30 с. Рівень напруги АБ практично не впливає на час збудження.

Для скорочення тривалості перехідного процесу збудження ВІСтГ система керування забезпечує незмінний рівень обмеження максимального значення фазного струму на інтервалі $0 \dots 0,99 \cdot U_{дном}$ рівний 400 А, що відповідає максимальному навантаженню генератора (3,4 кВт) при стабілізації напруги на рівні 28 В. Після досягнення заданого значення вихідної напруги система керування переходить в режим стабілізації. Таким чином обмеження максимального значення фазного струму встановлюється рівним 22,22 А. Надалі тривалість процесу збудження буде визначатись як час за який напруга зростає від певного початкового значення до $0,99 \cdot 28$ В.

Процес збудження (рис. 4.9) протікає плавно (характер зміни вихідної напруги генератора (рис. 4.9, в) в діапазоні $0 \dots 0,99 \cdot U_{дном}$ відповідає логарифмічній залежності).

Тривалість процесу збудження складає 0,059 с, тоді як АБ відключається раніше (0,049 с), так як за рахунок падіння напруги на внутрішньому опорі її напруга (рис. 4.9, а) менша за $0,99 \cdot U_{дном}$. Відключення АБ має місце при рівності напруги АБ і конденсатора. Як тільки конденсатор зарядиться, зміна різниці потенціалів на діоді, включеному послідовно з АБ, викличе його закривання, АБ відключиться. Далі процес збудження проходить за рахунок споживання енергії конденсатора. При досягненні заданого рівня напруги порогове значення струму спадає. Процес збудження завершений, вихідна напруга продовжить рости поки не досягне $U_{дном}$.

Стрибок струму АБ (рис. 4.9, б) в початковий момент часу складає 1247,3 А. Його амплітуда пропорційна ЕРС акумуляторної батареї. Під час збудження ВІСтГ витрати енергії АБ складають 274,098 Дж, сумарні витрати при цьому рівні 548,032 Дж, а середня за час підключення корисна потужність АБ складає 5,62 кВт.

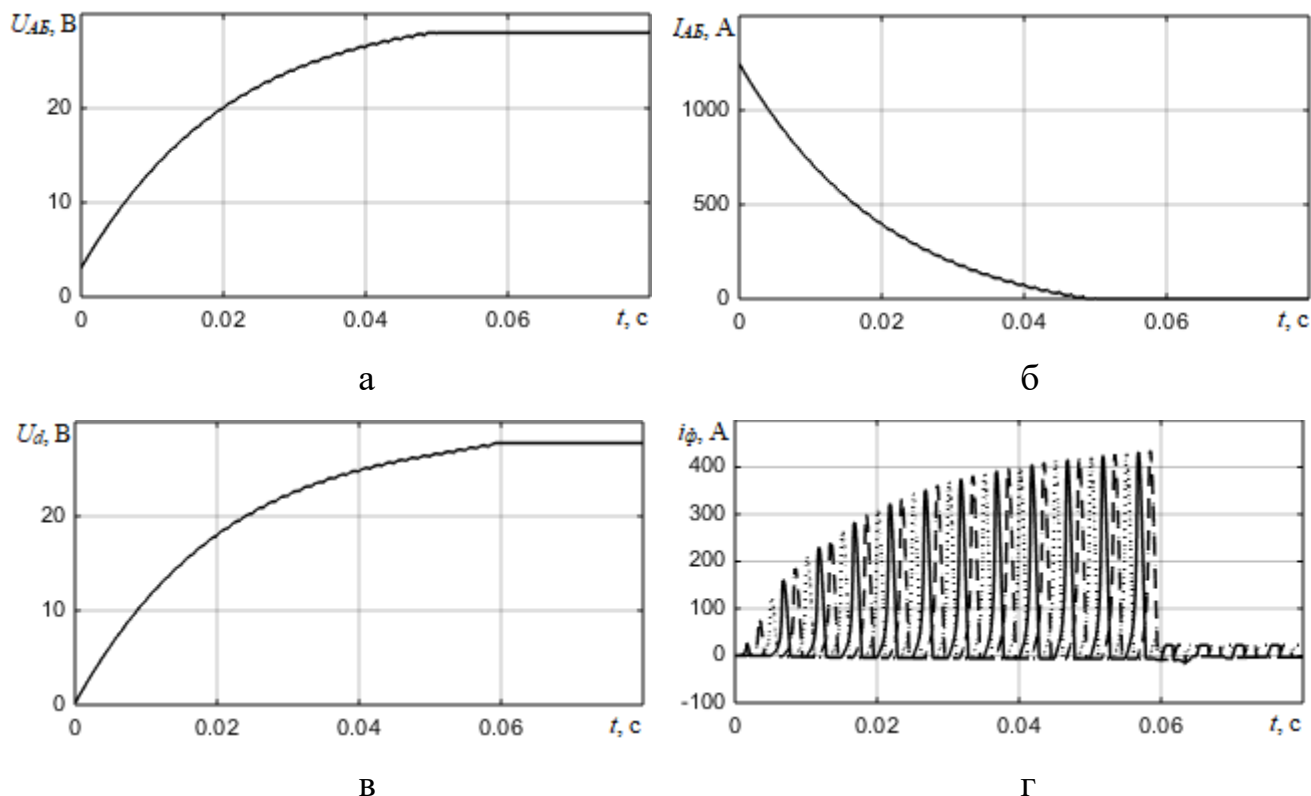


Рисунок 4.9 Осцилограма перехідного процесу збудження ВІГ від АБ ($E_{AB}=28$ В, $R_{AB}=0,02$ Ом): напруга (а) та струм (б) АБ, вихідна напруга (в) та фазний струм (г) генератора

Амплітуди фазного струму (рис. 4.9, г) плавно зростають. При досягненні напругою заданого значення вони різко спадають до рівня, що відповідає холостому ходу. Таким чином на протязі всього перехідного процесу струми елементів ВП знаходиться в межах допустимого.

Тривалість процесу збудження залежить від рівня обмеження фазного струму. При його збільшенні процес наростання напруги набуває прискорення. На час перехідного процесу також впливає величина ЕРС акумуляторної батареї E_{AB} (рис. 4.10, а).

Зі зменшенням ЕРС акумуляторної батареї тривалість збудження зростає. Це пояснюється відповідним зниженням рівня напруги АБ до якого заряджається конденсатор. Одночасно зменшуються споживана енергія АБ (пропорційно квадрату ЕРС) та її втрати (рис. 4.10, б), тобто підвищується енергоефективність використання АБ. За рахунок збільшення тривалості збудження ВІСтГ можна досягти зниження

потужності навантаження АБ (зменшується пропорційно квадрату E_{AB}), як наслідок для збудження генератора можливо використовувати АБ малої ємності.

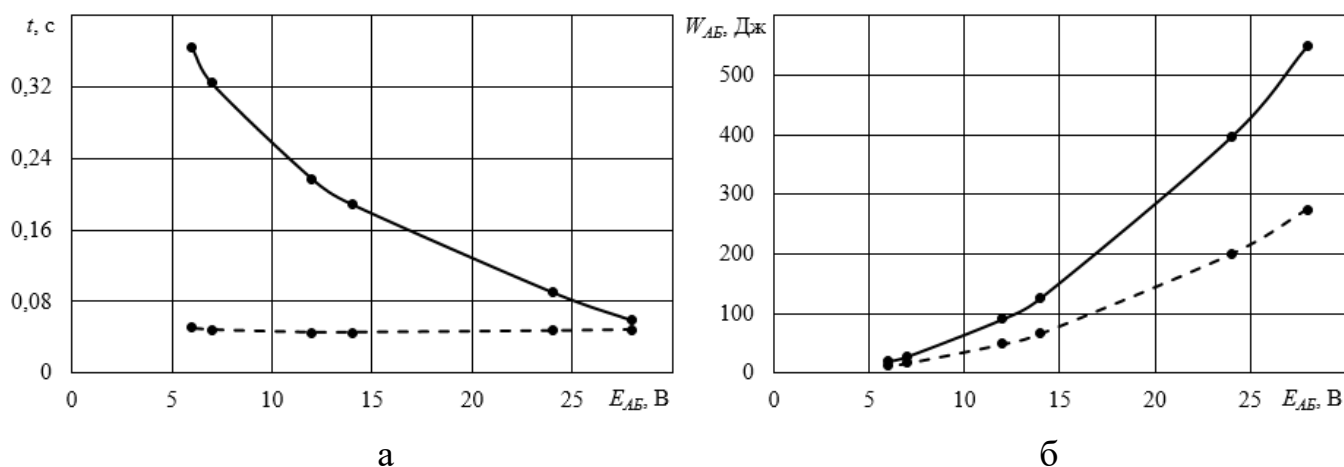


Рисунок 4.10 Залежність тривалості процесу збудження (суцільна лінія) та підключення АБ (пунктирна лінія), витрат корисної (пунктирна лінія) та сумарної (суцільна лінія) енергії від величини ЕРС акумуляторної батареї E_{AB}

При необхідності споживана потужність АБ може бути знижена за рахунок зменшення максимального значення фазного струму, оскільки електромагнітний момент M_e , а отже і електромагнітна потужність $\omega \cdot M_e$, пропорційні $I_{\phi(max)}$.

Для визначення безпечних режимів роботи системи збудження та областей надійного збудження проведено дослідження процесів збудження ВІГ від АБ при зміні її внутрішнього опору, ємності конденсатора, опору обмоток фази та кутів комутації.

Перевантаження по струму недоцільне для акумуляторної батареї. Протікання процесу збудження в значній мірі залежить від внутрішнього опору АБ. Так амплітуда стрибка струму АБ на початку пуску обернено пропорційна її внутрішньому опору (рис. 4.11).

Так як тривалість перехідного процесу збудження незначна (рис. 4.12, а), то немає необхідності в зменшенні опору АБ. Разом з тим його збільшення від $R_{AB(ном)}/8$ до $8 \cdot R_{AB(ном)}$ ($E_{AB}=28$ В) дозволяє знизити стрибки струму та витрати енергії акумуляторної батареї (рис. 4.12, б). Потужність АБ також знижується (обернено

пропорційно опору АБ), так зі збільшенням R_{AB} від 0,02 до 0,16 вона знижується від 5,6 до 0,84 кВт. Збільшення внутрішнього опору АБ знижує перехідні струми заряду конденсатора.

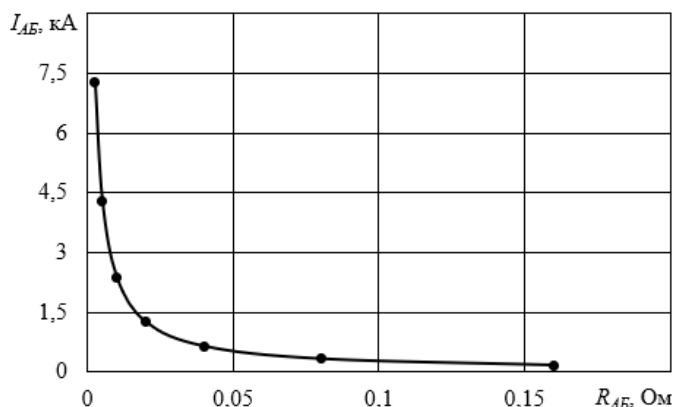


Рисунок 4.11 Залежність струму акумуляторної батареї I_{AB} від її опору R_{AB}

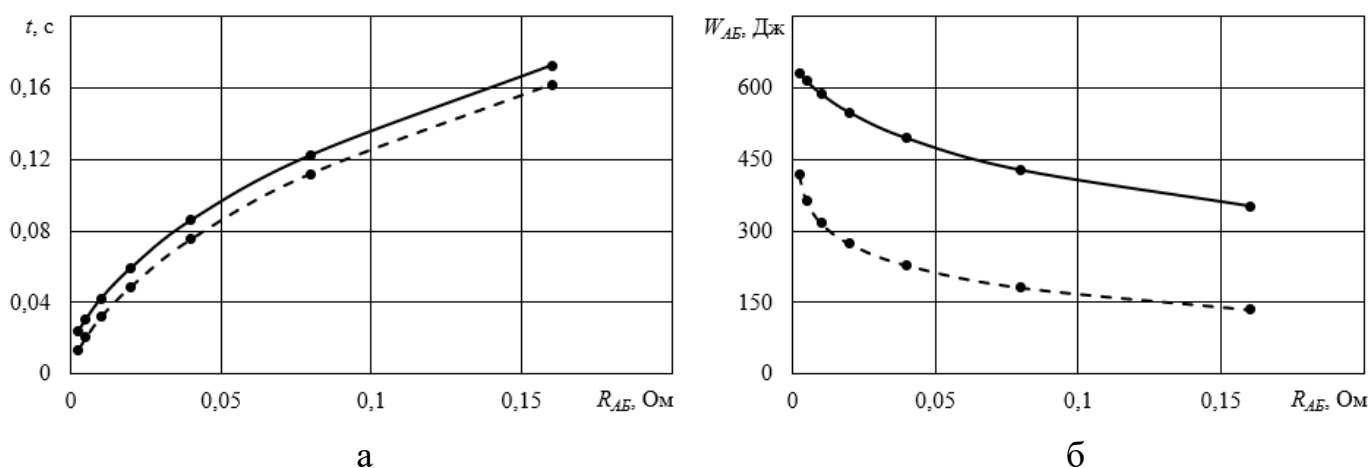


Рисунок 4.12 Залежність тривалості процесу збудження (суцільна лінія) та підключення АБ (пунктирна лінія), витрат корисної (пунктирна лінія) та сумарної (суцільна лінія) енергії від величини R_{AB} акумуляторної батареї E_{AB}

Оскільки енергія акумуляторної батареї необхідна лише для заряду конденсатора, то для початкового збудження доцільно використовувати АБ малої потужності. Для полегшення її роботи та продовження терміну придатності варто застосовувати АБ зі збільшеним внутрішнім опором.

Конденсатор в колі постійного струму створює умови для забезпечення машини реактивною потужністю необхідною для підтримання збудження при відсутності

зовнішніх джерел енергії. Зменшення ємності знижує тривалість перехідного процесу збудження, оскільки зменшується стала його заряду. При зміні ємності від 0,01 до 0,9 Ф час збудження зростає за лінійною залежністю від 0,002 до 0,06 с. Зменшення ємності конденсаторної батареї призводить до збільшення її опору, що знижує витрати енергії АБ. Так за ємностей 0,01...0,9 Ф загальні витрати енергії АБ зростають від 7,061 до 274,098 Дж.

При дослідженні впливу опору обмотки фази ВІСтГ на процес збудження встановлено, що його зміна майже не впливає на величину споживаного струму та витрати енергії АБ. Збільшення опору фази в діапазоні $R_{f(ном)}/8 \dots 8 \cdot R_{f(ном)}$ ($R_{f(ном)}=0,0047$) призводить до зменшення ЕРС генератора, і, як наслідок тривалість перехідного процесу лінійно зменшується в 1,55 рази.

4.2.2 Аналіз перехідних процесів вентильно-індукторного стартер-генератора при зміні навантаження

Дослідження особливостей протікання перехідних процесів за зміни навантаження вентильно-індукторного генератора є важливою задачею. Перехідні процеси, навіть за нормальних умов роботи, супроводжуються змінами струмів та/або напруг в обмотках, напівпровідникових елементах ВП та навантаженні [28]. Ці процеси можуть стати причиною виходу з ладу напівпровідникових елементів ВП. Крім того, задля забезпечення відповідності електроенергії стандартам якості, зміни напруги на навантаженні не повинні перевищувати встановлених граничних значень.

Перехідні процеси при зміні навантаження автономних генераторів характеризує ряд динамічних показників, котрі разом із іншими показниками визначають якість генерованої енергії. Деякі з цих показників характеризують якість енергії незалежно від типу генератора і області його застосування [8, 28]. До таких показників перш за все слід віднести наступні:

- коливання напруги – провали і стрибки при скиданні-накиданні навантаження;
- час відновлення напруги після скидання-накидання навантаження.

Оскільки вентильно-індукторний генератор (ВІГ) генерує постійну напругу, то її коливання δU можуть бути визначені наступним чином:

$$\delta U = \frac{U_d - U_{d(nom)}}{U_{d(nom)}} \cdot 100\%, \quad (4.1)$$

де U_d – амплітуда стрибка (провалу) напруги ВІГ; $U_{d(nom)}$ – середнє значення напруги генератора на холостому ході.

Важливе значення також має статичний показник відхилення рівня напруги ΔU , який відображає зміну середнього значення напруги генератора:

$$\Delta U = \frac{U_{d(mean)} - U_{d(nom)}}{U_{d(nom)}} \cdot 100\%, \quad (4.2)$$

де $U_{d(mean)}$ – середнє значення напруги генератора після стрибка (провалу) напруги ВІГ.

ГОСТ 13822-82 [29] визначає наступну якість електричної енергії дизельних енергоустановок:

- перехідне відхилення напруги при скиданні-накиданні навантаження:
 - 100 % номінальної потужності – не більше ± 20 %, час відновлення – не більше 2...3 с;
 - 50 % номінальної потужності – не більше ± 10 %, час відновлення не більше 1...2 с;
- стале відхилення напруги:
 - при зміні навантаження від 10 до 100 % номінальної потужності – не більше $\pm 2...5$ %;
 - при незмінному навантаженні в діапазоні 25...100 % номінальної потужності не більше $\pm 0,5...1,0$ %;
 - при незмінному навантаженні в діапазоні від 10 до 25 % номінальної потужності не більше $\pm 1,0...1,5$ %.

Завдання дослідження перехідних процесів ВІГ полягає в тому, щоб з'ясувати закони і тривалість зміни напруги навантаження відносно їх сталих значень. Протікання таких процесів відповідає закону комутації: напруга на ємнісному елементі не може змінитись стрибкоподібно. При цьому струм в резисторі

навантаження змінюється стрибкоподібно, оскільки в електричному колі з резистивними елементами енергія електромагнітного поля не запасається, внаслідок чого в них не виникають перехідні процеси, тобто миттєво встановлюються стаціонарні режими.

Результати розрахунку процесів скидання-накидання активного навантаження зображені на рис. 4.13 та рис. 4.14, де представлені вихідна напруга U_d та струм навантаження i_d .

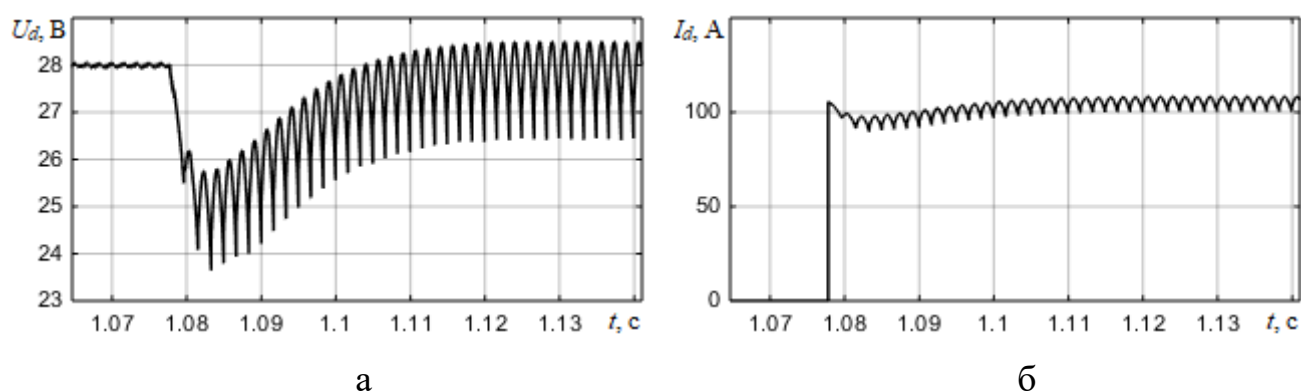


Рисунок 4.13 Осцилограма перехідного процесу накидання номінального навантаження при ємності конденсатора $C=0,1$ Ф: напруга (а) та струм (б) навантаження

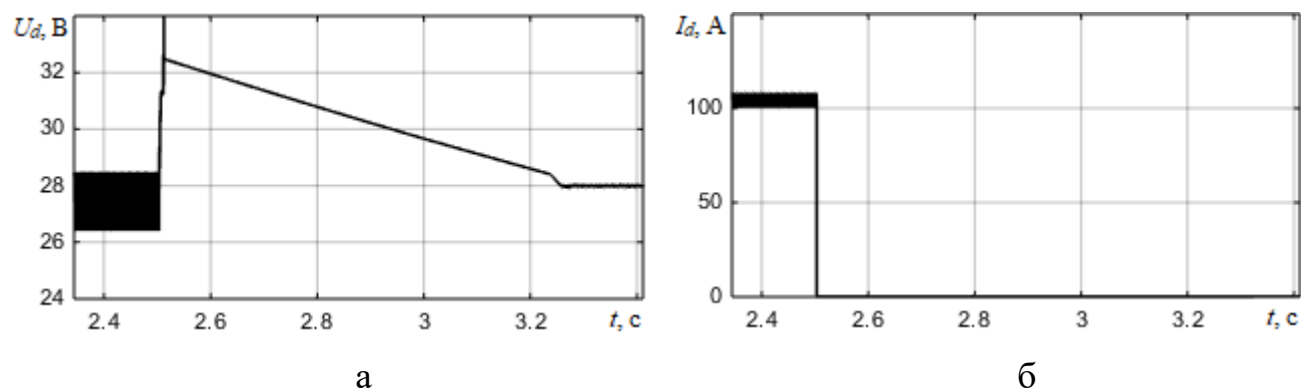


Рисунок 4.14 Осцилограма перехідного процесу скидання номінального навантаження при ємності конденсатора $C=0,1$ Ф: напруга (а) та струм (б) навантаження

Накидання номінального навантаження (рис. 4.13) спричиняє просадку вихідної напруги, її перехідне відхилення становить $\delta U=15,6\%$, час відновлення напруги – 0,04 с. Скидання номінального навантаження (рис. 4.14) викликає стрибок вихідної напруги, перехідне відхилення напруги складає $\delta U=17,9\%$, час відновлення напруги – 0,75 с.

Зі зниженням навантаження зменшується відхилення вихідної напруги, так накидання половинного навантаження (50 % номінального значення) спричиняє просадку напруги, її перехідне відхилення $\delta U=8,1\%$, час відновлення напруги – 0,015 с. При скиданні половинного навантаження виникає стрибок вихідної напруги, перехідне відхилення якої становить $\delta U=11,1\%$, час відновлення напруги – 0,525 с.

Показник сталого відхилення напруги від номінальної після накидання та скидання навантаження (у всьому діапазоні навантажень) близький до нуля.

Характер зміни напруг за перехідного процесу скидання та накидання навантаження відповідає аперіодичній ланці першого порядку. Відзначимо, що амплітуда просадок та стрибків напруги в деякій мірі залежить від моменту накидання/скидання навантаження. Крім того, час затухання перехідних процесів при зміні навантаження залежить від СК і від її затримок і коефіцієнтів підсилення зворотних зв'язків.

Проведено дослідження впливу ємності конденсатора на процес стабілізації вихідної напруги після накидання та скидання навантаження. Вплив зміни ємності на зовнішні характеристики ВІСтГ компенсувався зміною параметрів СК. Таким чином зовнішні характеристики залишались жорсткими.

В загальному випадку збільшення ємності конденсатора призводить до зростання часу перехідного процесу. Так для ємностей діапазону 0,01...0,1 Ф час відновлення напруги при накиданні (скиданні) навантаження складає 0,013...0,015 с (0,31...0,525 с) за половинного та 0,02...0,04 с (0,375...1,15 с) за номінального навантаження.

Подальше збільшення ємності конденсаторної батареї призводить до різкого збільшення жорсткості зовнішніх характеристик, при незмінних параметрах СК. Тому компенсація цього нахилу при зміні навантаження виконується за менший час.

Одночасно з цим, збільшення ємності конденсатора збільшує сталу його заряду. В результаті тривалість швидкоплинних процесів зростає при накиданні навантаження, а спадає при скиданні навантаження.

Для ємностей діапазону 0,1...0,9 Ф час стабілізації напруги при накиданні (скиданні) навантаження складає 0,015...0,06 с (0,525...0,3 с) за половинного та 0,04...0,25 с (1,15...0,65 с) за номінального навантаження.

Стале відхилення вихідної напруги має місце лише у випадку номінального навантаження ($\Delta U = 25 \dots 2,66 \%$) за значень ємності 0,01...0,05 Ф. Зі збільшенням ємності стале відхилення знижується. За ємності 0,05 Ф воно відповідає обмеженню, яке накладається ГОСТ. Причиною цього відхилення являється збільшення пульсацій напруги на конденсаторі – за малих значень ємності напруга на конденсаторі під час збудження фази через транзистори спадає до рівня при якому не вдається досягти збільшення амплітуди фазних струмів. За ємності 0,01 Ф пульсації напруги при номінальному навантаженні настільки великі ($k_{II} = 22,7 \%$), що не вдається стабілізувати напругу на номінальному рівні – вона просідає до рівня $0,75 \cdot U_{d(ном)}$. Для ємностей 0,05...0,9 Ф стале відхилення практично відсутнє.

Перехідне відхилення напруги, залежність якого від ємності конденсатора змінюється за гіперболічним законом, при накиданні номінального (половинного) навантаження приймає значення для ємностей діапазонів 0,01...0,1 Ф та 0,2...0,9 Ф – 75,7...15,6 % (53,5...8,1 %) та 8,3...2 % (4,3...1 %) відповідно. При скиданні номінального (половинного) навантаження перехідне відхилення становить для ємностей діапазонів 0,01...0,1 Ф та 0,2...0,9 Ф – 96,4...17,9 % (79,6...11,1 %) та 9,6...1,6 % (5,8...0,9 %) відповідно.

Таким чином ємності конденсаторної батареї менші за 0,2 Ф спричинять вихід якості електроенергії за межі обумовленого стандартом [10] рівня по показнику перехідного відхилення. Оскільки значення ємності конденсаторів вибирається з умови забезпечення заданих показників якості електроенергії, то за показником перехідного відхилення для даного ВІСтГ мінімальна величина ємності конденсатора C_{min} в колі постійного струму повинна бути рівною 0,2 Ф.

4.2.3 Гармонічний склад вихідної напруги вентильно-індукторного стартер-генератора

Поряд з вищезазначеними показниками якості важливе значення також має і гармонічний склад вихідної напруги генератора.

Конденсатор в колі постійного струму слугує для підтримання самозбудження ВІГ. З позиції навантаження він виконує роль фільтра постійної напруги – його ємність визначає рівень пульсацій та впливає на гармонічний склад напруги навантаження.

Основним показником, що визначає якість випрямленої напруги, є коефіцієнт пульсацій випрямленої напруги, який визначається відношенням діючого значення змінної складової пульсуючої напруги до її номінального значення:

$$k_p = \frac{\sqrt{\sum_{k=1}^n U_k^2}}{U_{d(nom)}} \quad (4.3)$$

де U_k – діюче значення напруги k -ї гармоніки.

Залежності коефіцієнту пульсацій при зміні ємності конденсатора наведені на рис. 4.15. Зі зростанням навантаження цей коефіцієнт зростає, починаючи з ємності 0,03 Ф його значення менше за обмеження стандарту для електродвигунів постійного струму ($k_{п(max)} \leq 8\%$). Аналіз гармонічного складу вихідної напруги ВІГ дозволяє зробити висновок, що збільшення ємності конденсатора призводить до зниження вмісту гармонічних складових.

Гармонічні складові випрямленої напруги за значення ємності конденсатора 0,03 Ф наведені у табл. 4.1, а для ємності 0,01 Ф – на рис. 4.16.

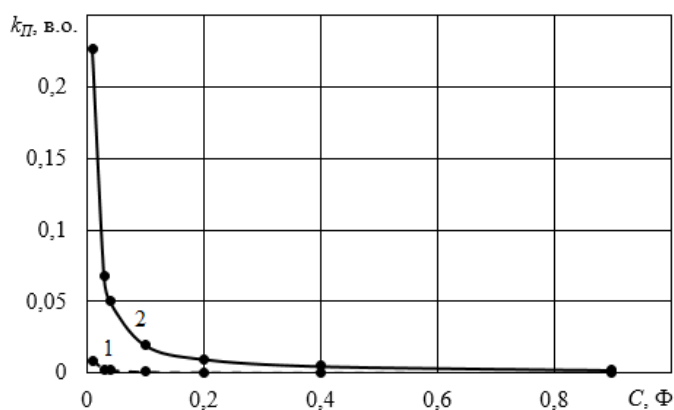


Рисунок 4.15 Залежності коефіцієнту пульсацій k_D від ємності конденсатора для: 1 – холостого ходу; 2 – номінального навантаження

Таблиця 4.1

Гармонічні складові вихідної напруги ВІГ

Холостий хід								
Номер гармоніки	0	3	6	9	12	15	18	21
Амплітуда гармоніки, в.о.	1	0,0036	0,0014	0,0006	0,0002	0,0003	0,0003	0,0002
Амплітуда гармоніки, В	27,93	0,0997	0,0398	0,0156	0,0047	0,0082	0,009	0,0056
Діюче значення гармоніки, В	-	0,0705	0,0282	0,0111	0,0033	0,0058	0,0064	0,0039
Половинне навантаження								
Амплітуда гармоніки, в.о.	1	0,0549	0,0087	0,0047	0,0025	0,0027	0,0022	0,0018
Амплітуда гармоніки, В	27,93	1,5341	0,242	0,131	0,069	0,0754	0,0619	0,0514
Діюче значення гармоніки, В	-	1,0848	0,1711	0,0926	0,0488	0,0533	0,0438	0,0364
Номінальне навантаження								
Амплітуда гармоніки, в.о.	1	0,0915	0,0198	0,0123	0,0085	0,006	0,005	0,0043
Амплітуда гармоніки, В	27,39	2,5051	0,543	0,3356	0,2329	0,1629	0,1378	0,1179
Діюче значення гармоніки, В	-	1,7714	0,384	0,2373	0,1647	0,1152	0,0975	0,0834

З рис. 4.17, де представлені осцилограми, які відображають квазісталі процеси роботи ВІГ, видно що на один період зміни напруги (струму) однієї фази припадає три періоди зміни вихідної напруги, тобто частота пульсації вихідної напруги ВІГ трикратна по відношенню до частоти комутації фази.

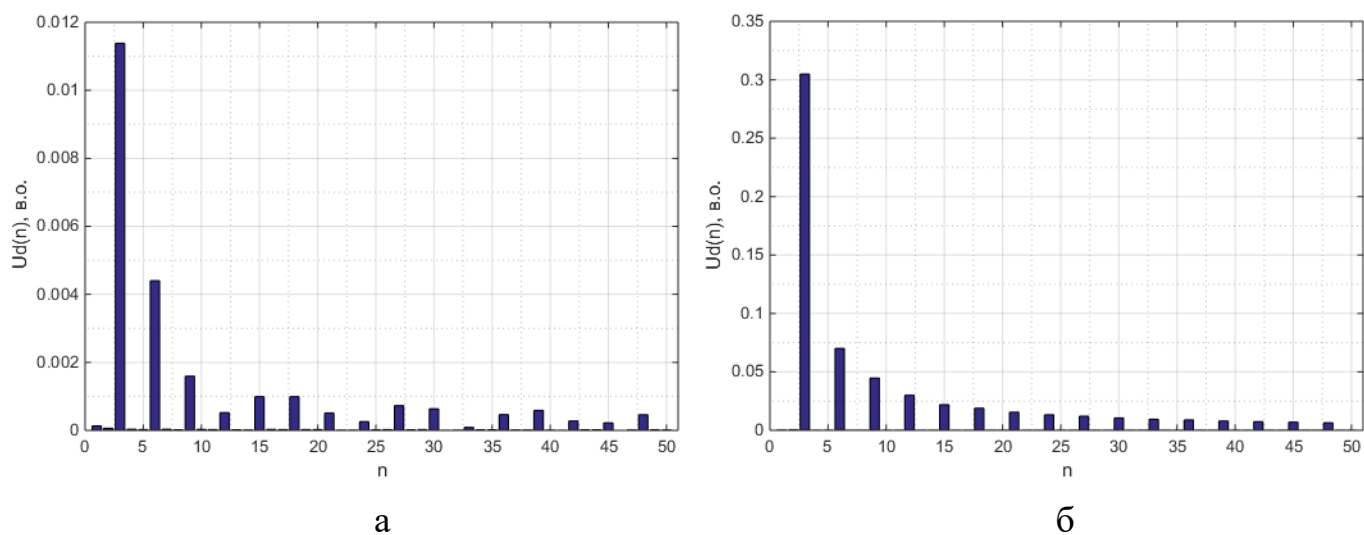


Рисунок 4.16 Гармонічні складові вихідної напруги ВІГ за ємності конденсатора ємністю 0,01 Ф: а – холостого ходу; а – номінального навантаження

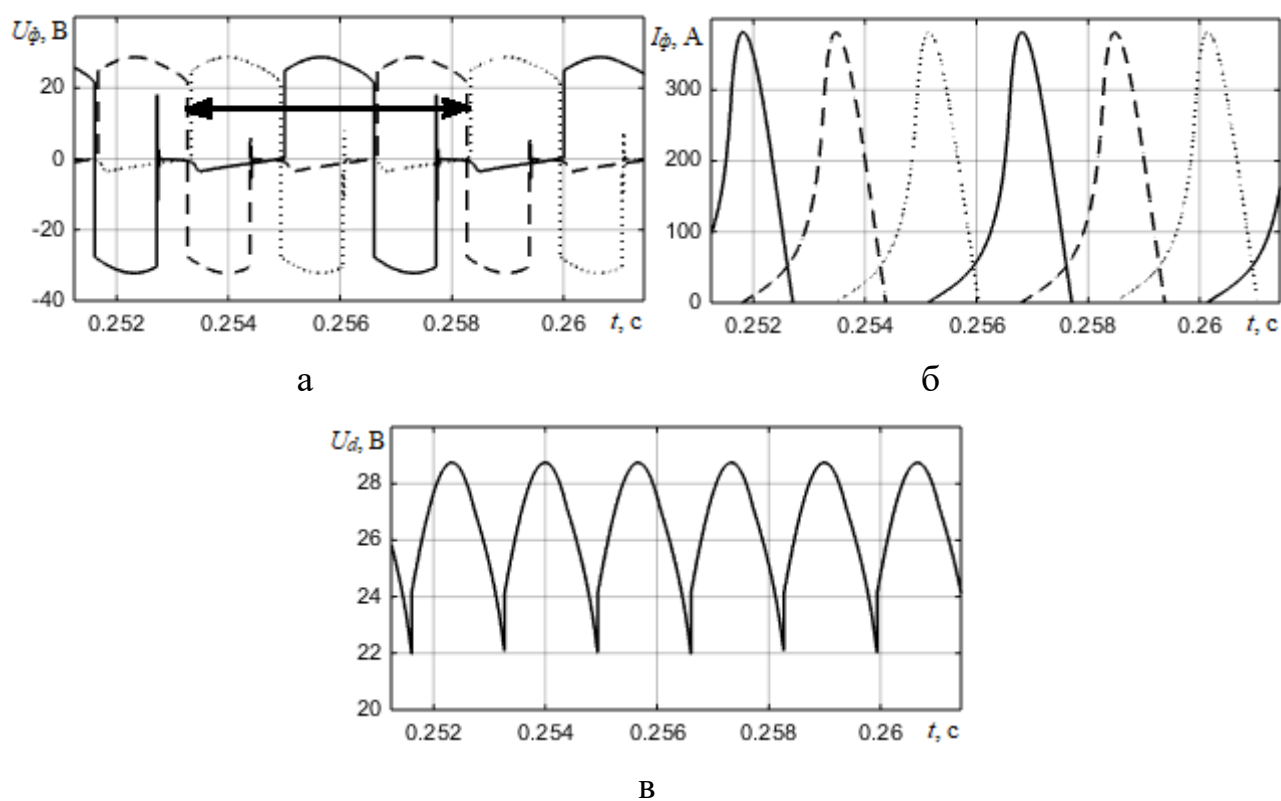


Рисунок 4.17 Визначення частоти пульсацій вихідної напруги ВІГ:

а – фазна напруга; б – фазний струм; в – вихідна напруга

4.3 Перехідні процеси автономного вентильно-індукторного генератора підвищеної напруги

Все більша електрифікація транспортних засобів призводить до збільшення сумарної потужності споживачів. Зростання цієї потужності призводить до зростання генерованого струму, який, з точки зору нагріву проводів, вимагає збільшення їх поперечного перерізу. Таке рішення може задовольняти потреби наземного транспорту, тоді як для авіації зростання маси системи електроживлення є небажаним.

На сучасних повітряних суднах проблема збільшення генерованої потужності вирішується зокрема підвищенням напруги живлення. Тенденцією останніх років являється застосування для системи постійного струму напруги 270 В. Подальший розвиток систем постійного струму пов'язаний із ще більшим її збільшенням [43].

Все це створює сприятливі умови для використання в таких системах генераторів, що виробляють постійний струм, зокрема вентильно-індукторних генераторів.

Дослідження перехідних процесів ВІГ підвищеної напруги проведено для машини з наступними номінальними даними: $P_{ном}=1$ кВт, $U_{ном}=460$ В, $n_{ном}=3000$ об/хв [27].

Процеси збудження ВІГ підвищеної напруги від акумуляторної батареї. Процес збудження ВІГ підвищеної напруги (рис. 4.18, а) протікає плавно (характер зміни напруги на навантаженні і середнього значення фазного струму відповідає перехідній функції аперіодичної ланки другого порядку). В деякій мірі він нагадує процес збудження низьковольного ВІГ (рис. 4.9), однак при цьому є деякі особливості. Процес збудження сповільнений на ранній стадії поки напруга росте до певного рівня (50...100 В), при досягненні якого процес набуває прискорення. Система керування забезпечує незмінний рівень обмеження максимального значення фазного струму. Стрибок фазного струму через діоди (рис. 4.18, б) в інтервалі 0,06...0,12 с, який при цьому спостерігається, знаходиться в межах допустимого. Подібні зміни струму безпечні для напівпровідникових елементів ВП, оскільки амплітуди стрибків фазного струму при збудженні генератора без навантаження значно нижчі за амплітуди фазного струму навантаженого генератора.

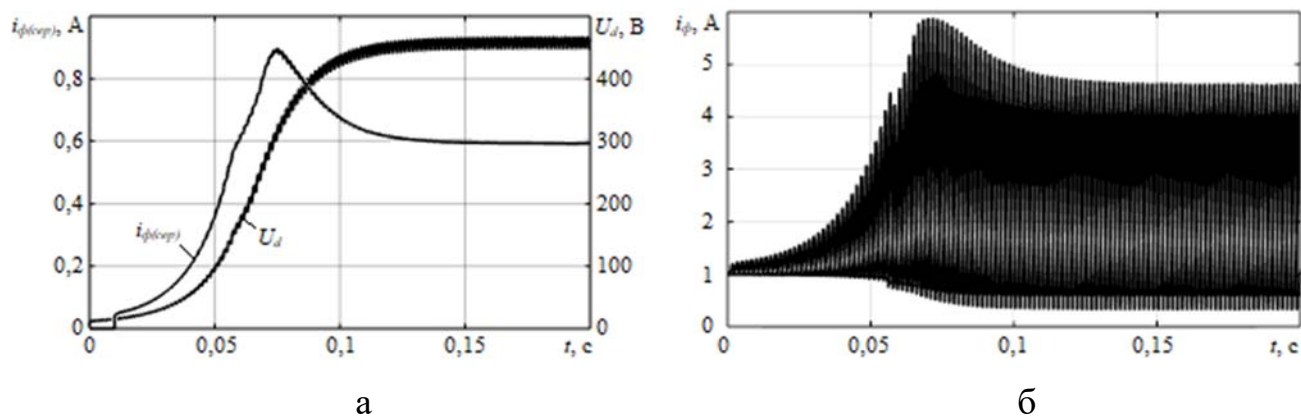


Рисунок 4.18 Осцилограма перехідного процесу збудження ВІГ від АБ ($E_{AB}=12$ В, $R_{AB}=0,03$ Ом, $C=100$ мкФ): а) вихідна напруга U_d та середнє значення фазного струму $i_{\phi(ср)}$; б) фазний струм генератора

Затягування перехідного процесу в певній мірі пов'язане з низькою напругою АБ. Так час перехідного процесу збудження залежить від величини ЕРС акумуляторної батареї E_{AB} – її зміна від 5 В до 100 В зменшує час збудження ВІГ в два рази (рис. 4.19).

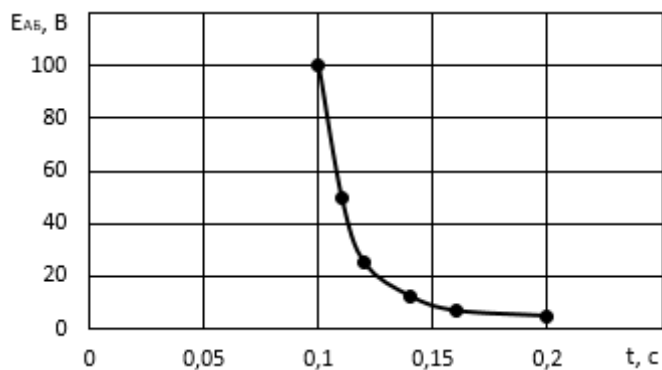


Рисунок 4.19 Залежність тривалості процесу збудження від величини ЕРС акумуляторної батареї E_{AB}

Проведено дослідження процесів збудження ВІГ від АБ при зміні її внутрішнього опору, ємності конденсатора, опору обмоток фази та кутів комутації.

Встановлено, що внутрішній опір АБ майже не впливає на час перехідного процесу та на характер зміни вихідної напруги ВІГ. Разом з тим його збільшення дозволяє знизити стрибок струму АБ в момент підключення ВІГ. Так при його зміні

в діапазоні $0,02 \dots 1$ Ом ($E_{AB}=12$ В) стрибок струму акумуляторної батареї (рис. 4.20) в момент підключення знижується від 570 до 12 А (характер залежності I_{AB} від R_{AB} відповідає гіперболічній степеневій функції). Як видно з рисунку 4.18 фазні струми при цьому низькі (на $4 \dots 2$ порядки нижчі за струми АБ), навантаження відсутнє (збудження генератора відбувається на холостому ході), тобто майже весь струм АБ споживається конденсатором. Таким чином, збільшення внутрішнього опору АБ знижує перехідні струми заряду конденсатора.

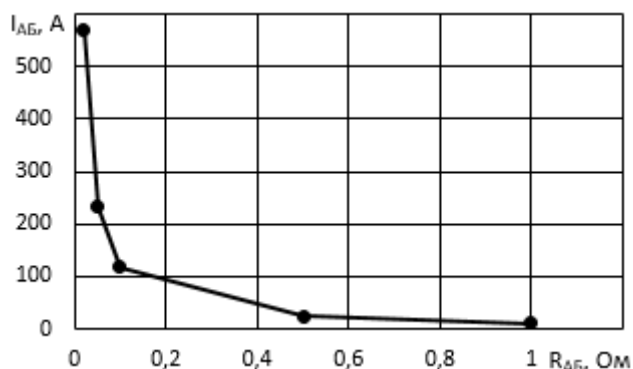


Рисунок 4.20 Залежність струму акумуляторної батареї I_{AB} від її опору R_{AB}

Оскільки більша частина енергії акумуляторної батареї споживається конденсатором, то його величина впливає на тривалість перехідного процесу. Зменшення ємності знижує тривалість перехідного процесу збудження. При зміні ємності від 10 мкФ до 1000 мкФ час збудження лінійно зростає від 0,02 до 1,7 с.

Встановлено, що внутрішній опір фазної обмотки та кути комутації слабо впливають на процес тривалість процесу збудження. Так зміна опору в межах $0,1 \dots 1 R_{\phi(\text{ном})}$ ($R_{\phi(\text{ном})}=3,53$ Ом) час збудження незмінний і складає 0,16 с, в діапазоні $1 \dots 10 R_{\phi(\text{ном})}$ час збудження зростає від 0,16 до 0,22 с. При зсуві зони комутації відносно кута вмикання від 76 до 90 градусів час перехідного процесу збудження зменшується від 0,36 до 0,16 с.

Варто зазначити, що значне зменшення кутів комутації призводить до збільшення магнітного потоку через що генерована ЕРС зростає. Одночасно з цим зростають втрати генератора, що спричинює ріст порогового значення напруг для

початкового збудження (для кутів діапазону $78^\circ \dots 75^\circ$ напруга АБ достатня для збудження машини зростає від 13 до 19 В).

Іншим недоліком зміни кутів комутації є їх вплив на зовнішні характеристики ВІГ (рис. 2.21). Для кутів менших номінальних ($\theta_{\text{вм}}=85^\circ$, $\theta_{\text{вим}}=115^\circ$) зовнішні характеристики висхідні, і при кутах $76 \dots 79^\circ$ потужність генератора значно знижується. Для кутів більших номінальних зовнішні характеристики спадні, що також дещо знижує потужність генератора. В обох випадках значення напруг холостого ходу майже незмінні ($\pm 1,5\%$).

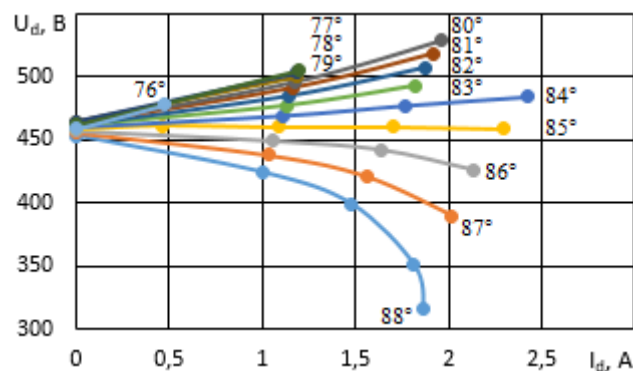


Рисунок 2.21 Вплив кутів комутації на зовнішні характеристики ВІГ

Перехідні процеси ВІГ підвищеної напруги при зміні навантаження. Результати розрахунку процесів скидання-накидання активного навантаження зображені на рис. 4.22 та рис. 4.23, де представлені вихідна напруга U_d та струм навантаження i_d [28].

Накидання номінального навантаження (рис. 4.22) спричиняє просадку вихідної напруги, її перехідне відхилення становить $\delta U=20\%$, час відновлення напруги – 0,25 с. Скидання номінального навантаження (рис. 4.23) викликає стрибок вихідної напруги, перехідне відхилення напруги складає $\delta U=18\%$, час відновлення напруги – 0,06 с.

Зі зниженням навантаження зменшується відхилення вихідної напруги, так при накиданні половинного навантаження перехідне відхилення напруги складає $\delta U=10\%$, час відновлення напруги – 0,06 с. При скиданні половинного навантаження перехідне відхилення становить $\delta U=8\%$, час відновлення напруги – 0,06 с.

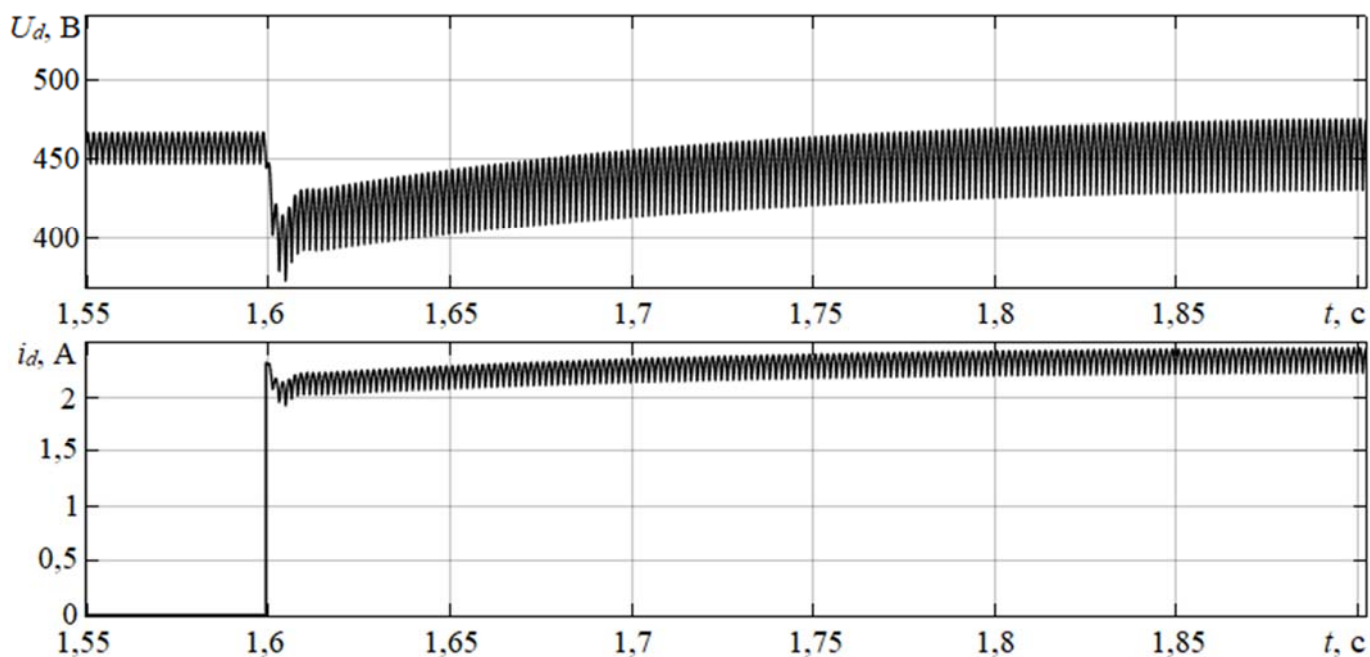


Рисунок 4.22 – Осцилограма перехідного процесу накидання номінального навантаження

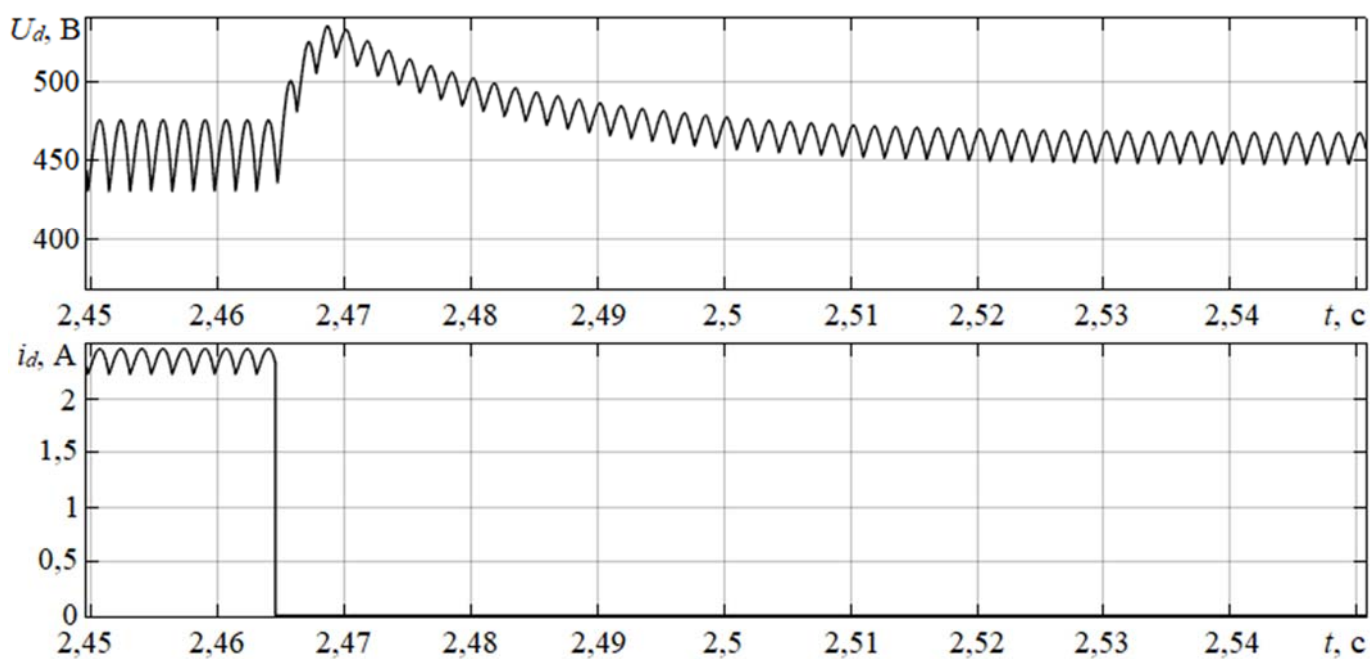


Рисунок 4.23 – Осцилограма перехідного процесу скидання номінального навантаження

Показник сталого відхилення напруги від номінальної після накидання та скидання навантаження (у всьому діапазоні навантажень) близький до нуля. Характер

зміни напруг за перехідного процесу скидання та накидання навантаження відповідає аперіодичній ланці першого порядку.

Проведено дослідження впливу ємності конденсатора на процес стабілізації вихідної напруги після накидання та скидання навантаження. Збільшення ємності конденсатора зазвичай призводить до зростання часу перехідного процесу. Необхідно підкреслити, що зміна ємності ВІГ при незмінних параметрах СК позначається на жорсткості зовнішніх характеристик (рис. 4.24): при значеннях ємності $0,1 \dots 0,5 C_{ном}$ вони висхідні, а при ємностях більше $C_{ном}$ – дещо спадні.

Тривалість перехідного процесу для ємностей діапазону $10 \dots 400$ мкФ відповідає ідеальному випадку (спостерігається лінійне зростання часу перехідного процесу), час відновлення напруги при накиданні (скиданні) навантаження складає $0,015 \dots 0,275$ с ($0,01 \dots 0,45$ с) за половинного та $0,03 \dots 0,4$ с ($0,01 \dots 0,3$ с) за номінального навантаження. В діапазоні $500 \dots 1000$ мкФ спадний характер залежностей $U_d = f(I_d)$ більше впливає на час протікання перехідного процесу. За половинного навантаження час відновлення напруги складає: при накиданні $0,22 \dots 0,01$ с та скиданні ($0,3 \dots 0,01$ с) навантаження. За номінального навантаження напруга встановлюється за $0,25 \dots 0,01$ с та $0,3 \dots 0,01$ с відповідно.

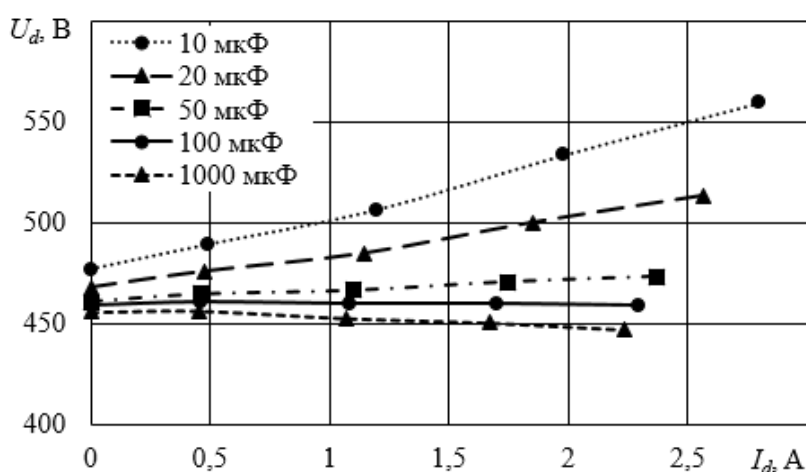


Рисунок 4.24 – Вплив ємності конденсатора на зовнішні характеристики ВІГ

Так як процес накидання навантаження супроводжується просадкою напруги, то відповідно напруга при просадці виявляється близькою до визначеного залежністю

$U_d=f(I_d)$ рівня. Тому час перехідного процесу скорочується: лінійно для половинного та різко для номінального навантаження. Процес скидання супроводжується стрибком вихідної напруги, збільшення ємності конденсатора, відповідно до визначеного залежністю $U_d=f(I_d)$ рівня, лінійно знижує тривалість стабілізації напруги.

Стале відхилення вихідної напруги, яке опосередковано визначається із відмінності зовнішніх характеристик, відсутнє за ємності $C_{min}=100$ мкФ, лінійно зростає від 0,33 до 1 % за половинного та від 0,98 до 1,97 % за номінального навантажень при збільшенні ємності від 200 до 1000 мкФ, а також, практично експоненційно зростає від 1,09 до 4,82 % за половинного та від 2,17 до 17,4 % за номінального навантажень при зменшенні ємності від 50 до 10 мкФ.

Мінімальна величина ємності конденсатора C_{min} в колі постійного струму вибирається з умови забезпечення заданих показників якості електроенергії. Перехідне відхилення напруги, залежність якого від ємності конденсатора змінюється за гіперболічним законом, при накиданні номінального (половинного) навантаження приймає значення для ємностей діапазонів 10...100 мкФ та 200...1000 мкФ – 81,76...20 % (50,63...10 %) та 10,2...2,19 % (5,32...0 %) відповідно. При скиданні номінального (половинного) навантаження перехідне відхилення становить для ємностей діапазонів 10...100 мкФ та 200...1000 мкФ – 105,66...18 % (53,25...8 %) та 7,77...0 % (4,33...0 %) відповідно.

Таким чином ємності менші мінімальної спричинять вихід якості електроенергії за межі обумовленого стандартом рівня по показнику перехідного відхилення, а також за показником сталого відхилення рівня напруги.

Гармонічний аналіз вихідної напруги ВІГ. Проведено аналіз гармонічного складу вихідної напруги ВІГ при зміні ємності конденсатора кола постійного струму. Встановлено, що збільшення ємності конденсатора призводить до зниження вмісту гармонічних складових.

Залежності коефіцієнту пульсацій випрямленої напруги при зміні ємності конденсатора наведені на рис. 4.25. Цей коефіцієнт зростає зі збільшенням навантаження. Починаючи з ємності 40 мкФ його значення менше за обмеження

стандарту для електродвигунів постійного струму ($k_{П(max)} \leq 8\%$) при номінальному навантаженні.

Гармонічні складові випрямленої напруги за значення ємності конденсатора 100 мкФ наведені у табл. 1.

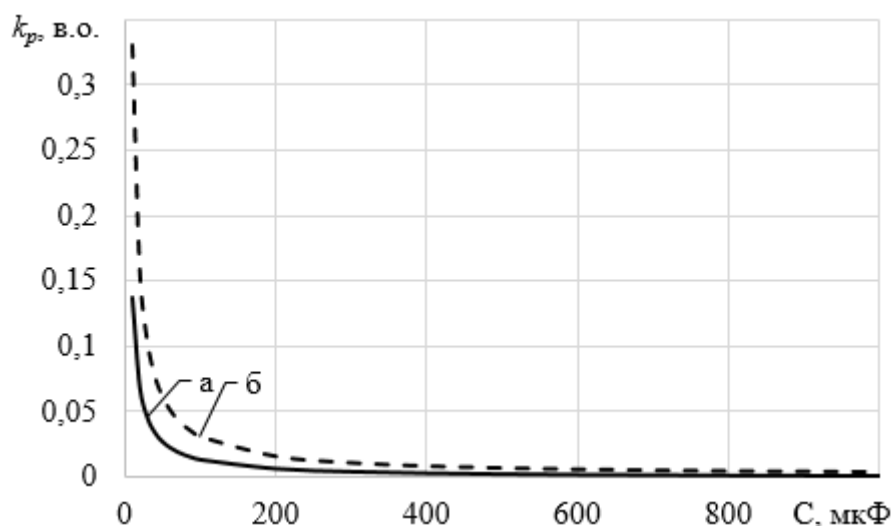


Рисунок 4.25 Залежності коефіцієнту пульсацій k_p від ємності конденсатора для: а – холостого ходу; б – номінального навантаження

Таблиця 4.2

Гармонічні складові вихідної напруги ВІГ

Холостий хід								
Номер гармоніки	0	3	6	9	12	15	18	21
Амплітуда гармоніки, в.о.	1	0,0191	0,0021	0,0017	0,0007	0,0005	0,0004	0,0002
Амплітуда гармоніки, В	458,8	8,76	0,97	0,76	0,33	0,22	0,18	0,11
Діюче значення гармоніки, В	324,4	6,19	0,68	0,54	0,23	0,16	0,12	0,08
Половинне навантаження								
Амплітуда гармоніки, в.о.	1	0,0287	0,004	0,0023	0,0015	0,0008	0,0006	0,0004
Амплітуда гармоніки, В	459,9	13,22	1,85	1,04	0,67	0,39	0,26	0,2
Діюче значення гармоніки, В	325,2	9,35	1,31	0,73	0,47	0,27	0,19	0,14
Номінальне навантаження								
Амплітуда гармоніки, в.о.	1	0,0412	0,0084	0,0036	0,0021	0,0014	0,0009	0,0006
Амплітуда гармоніки, В	459,5	18,95	3,86	1,66	0,96	0,62	0,42	0,3
Діюче значення гармоніки, В	324,9	13,4	2,73	1,18	0,68	0,44	0,3	0,21

З рис. 4.26, можна побачити, що характер протікання квазісталих процесів ВІГ підвищеної напруги не відрізняється від представленого на рис. 4.17.

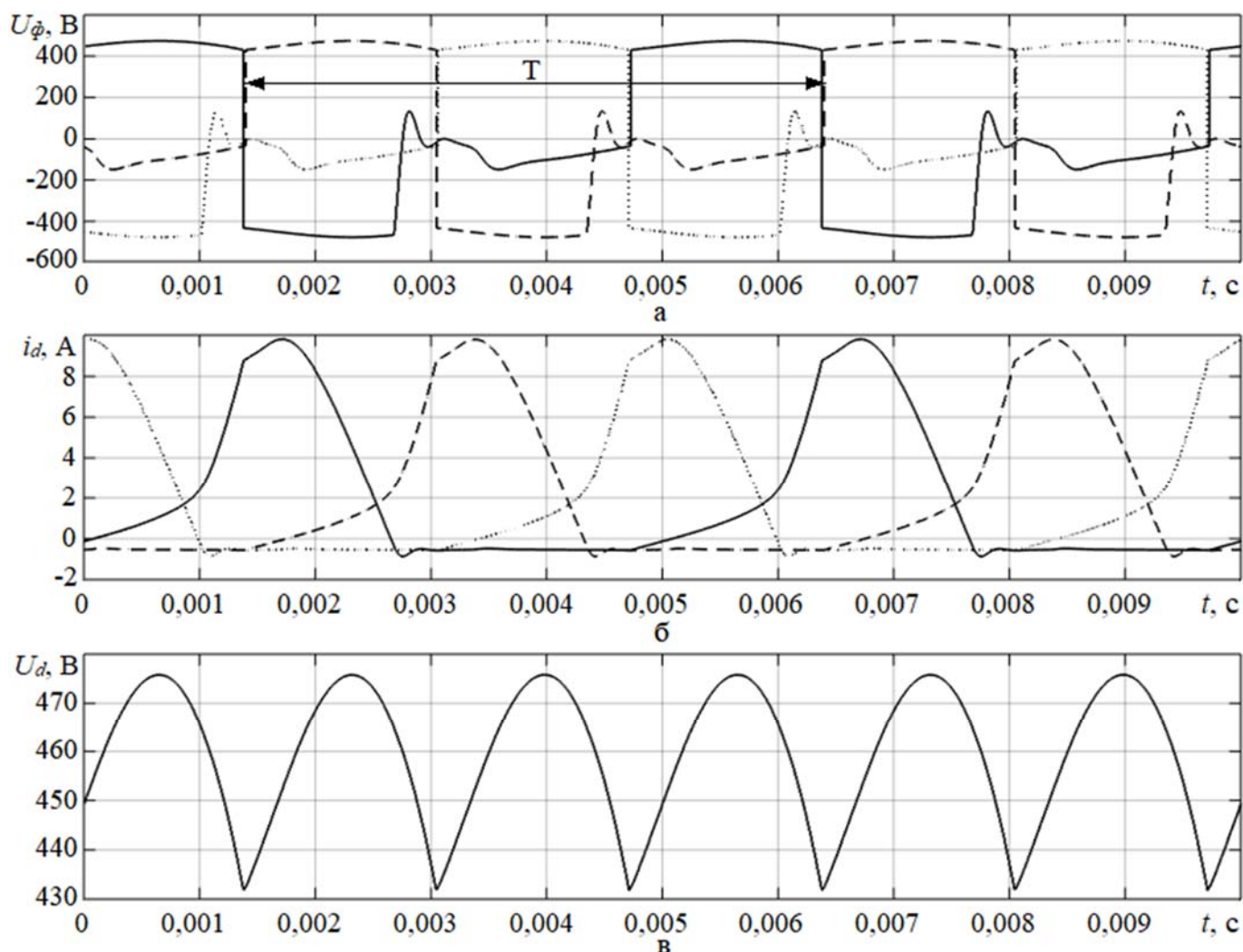


Рисунок 4.26 Осцилограми квазісталих процесів ВІГ підвищеної напруги: фазні напруга (а) і струм (б), вихідна напруга (в)

Дослідження динамічних показників якості електричної енергії ВІГ вказує на зниження якості вихідної напруги при зменшенні ємності конденсатора. Встановлений стандарт рівень якості електроенергії забезпечується при виборі конденсатора ємністю рівною мінімальній і вище. Відповідність генерованої напруги стандарту за її гармонійним складом забезпечується при дещо нижчих ємностях ($0,4C_{min}$ і вище).

При виборі величини ємності конденсатора важливо приймати до уваги перехідне відхилення напруги та коефіцієнт її пульсацій. Показник сталого

відхилення вихідної напруги при цьому не має визначального фактору, так як може бути усунутий шляхом налагодження СК.

За результатами досліджень можна стверджувати, що при стабілізації вихідної напруги за допомогою розробленої система керування, значення ємності конденсатора C_{min} і вище, забезпечується відповідність якості вихідної напруги вентильно-індукторного генератора визначеному стандартом рівню.

Посилання: [8, 9, 25-29, 43] див. Список використаних джерел стор. 174, 176, 178.

4.4 Висновки до розділу 4

Розглянуто підходи до стабілізації вихідної напруги ВІСтГ в режимі генератора шляхом зміни кутів комутації і регулювання максимального значення фазного струму. Розроблено структурні схеми системи керування ВІГ та відповідні алгоритми які реалізують запропоновані підходи та дозволяють забезпечити стабілізацію вихідної напруги. Запропоновано використовувати на практиці більш ефективний підхід регулювання максимального значення фазного струму.

Вперше встановлено характер протікання електромеханічних процесів при збудженні і зміні навантаження в генераторному режимі. Аналіз результатів досліджень перехідних процесів ВІСтГ в генераторному режимі дозволив встановити, що зміна параметрів впливає на характер протікання цих процесів:

- тривалість перехідних процесів збудження суттєво залежить від рівня обмеження фазного струму, так для низьковольтного ВІСтГ, якщо порогове значення фазного струму відповідає холостому ходу, то процес збудження перевищує 30 с. Таким чином доцільно збільшити цей рівень до величини, яка відповідає максимальному навантаженню генератора. Зменшення тривалості також можливо досягти при збільшенні ЕРС або зниженні опору АБ, однак це недоцільно з огляду на низьку енергоефективність цих процесів;

- зниження витрат енергії АБ при збудженні ВІГ можна отримати шляхом зменшення ЕРС, збільшення опору АБ або зменшення ємності конденсатора;

— встановлено, що зміна ємності конденсатора впливає на коефіцієнт пульсацій вихідної напруги, так починаючи з ємності 0,03 Ф його значення менше за обмеження стандарту. Збільшення ємності призводить до зниження вмісту гармонічних складових;

— встановлено, що за ємностей конденсаторної батареї 0,2 Ф та більше, якість електроенергії за показником перехідного відхилення, яку виробляє ВІСтГ в режимі генератора, відповідає вимогам стандарту. Оскільки номінальне значення ємності конденсаторів вибирається з умови забезпечення всіх заданих показників якості електроенергії, то для даного ВІСтГ доцільно обрати конденсатор ємністю $C_{min}=0,2$ Ф і вище.

При стабілізації вихідної напруги ВІСтГ за регульовальною характеристикою (залежність $i_{\phi(max)}^*=f(U_d^*, i_d)$) зміна параметрів ВІМ може призвести до появи похибки стабілізації. В такому випадку необхідно скорегувати регульовальну залежність, або передбачити наявність додаткового регулятора, що компенсує подібні відхилення.

За результатами досліджень встановлено, що запропонований принцип регулювання вихідної напруги ВІСтГ, що базується на регулюванні рівня обмеження фазного струму, дозволяє забезпечити стале відхилення рівня вихідної напруги не більше 1...2 % від номінального її значення при зміні навантаження від нульового значення до номінального.

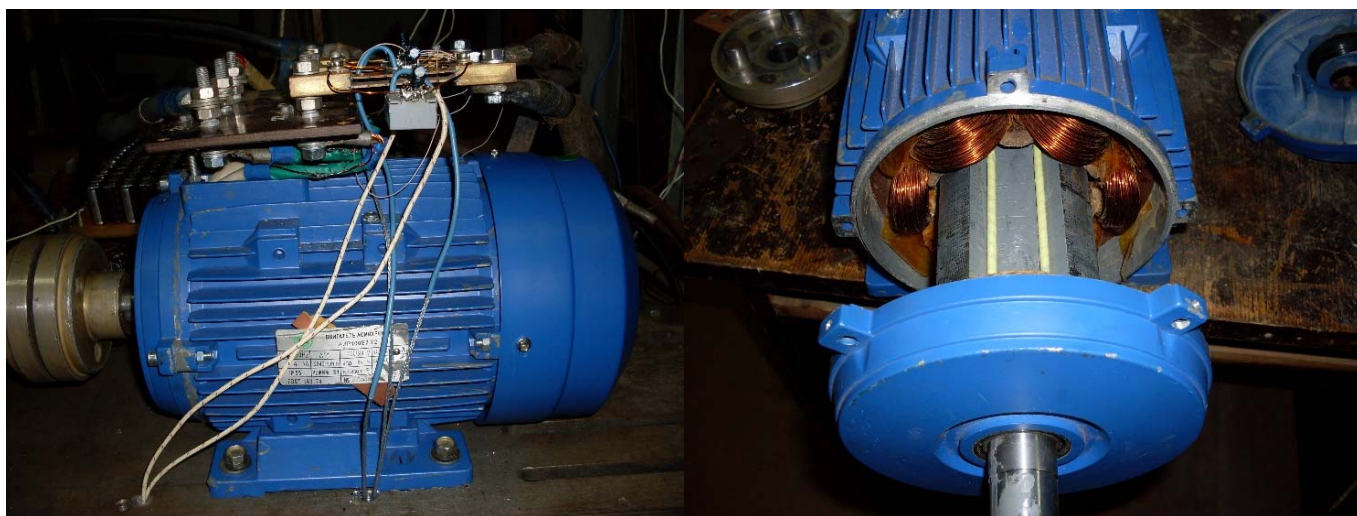
РОЗДІЛ 5

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ВЕНТИЛЬНО-ІНДУКТОРНОГО
СТАРТЕР-ГЕНЕРАТОРА

5.1 Експериментальний зразок вентильно-індукторного стартер-генератора

Експериментальний зразок вентильно-індукторного стартер-генератора представляє собою завершену систему, яка складається з вентильно-індукторної машини (ВІМ), комутатора фаз (вентильний перетворювач), блоку накопичувальних конденсаторів (БК) та системи керування. Вентильно-індукторна машина (рис. 5.1 а, б) виконана за схемою шість зубців статора на чотири зубці ротора (рис. 5.2 а, б).

Комутатор створений на основі MOSFET транзисторів і зворотних діодів, закріплених на теплопровідному радіаторі, сполучених з блоком конденсаторів та клемми фаз за допомогою потужних струмопровідних шин рис. 5.3.



а

б

Рисунок 5.1 Експериментальний зразок вентильно-індукторного стартер-генератора:
загальний вигляд (а), статор і ротор (б)



а

б

Рисунок 5.2 Фрагменти статорного (а) і роторного (б) пакетів індукторної машини

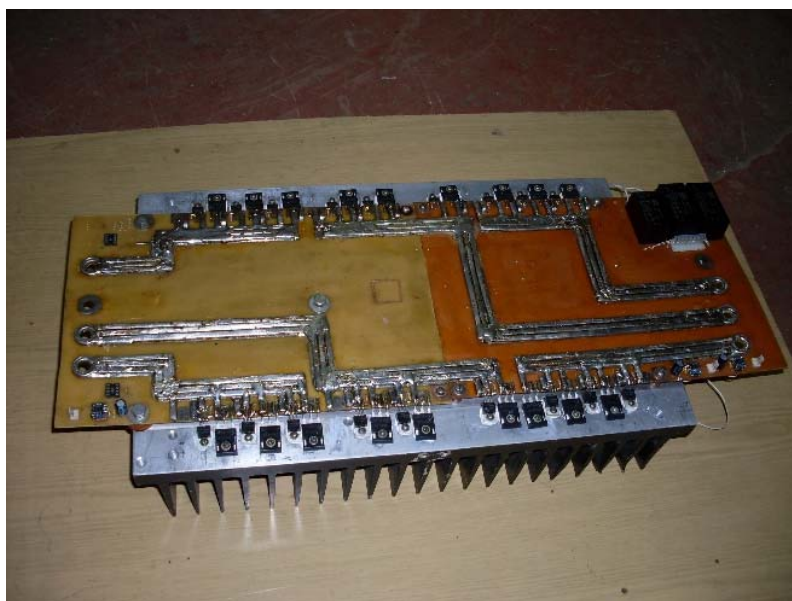


Рисунок 5.3 Вентильний перетворювач

Блок-схема експериментального зразка вентильно-індукторного стартер-генератора при роботі в режимі стартера показана на рис. 5.4. Фазні обмотки підключені до трифазного комутатора, зібраного за так званою несиметричною схемою. Підключення обмоток до джерела напруги здійснюється MOSFET транзисторами, а віддача накопиченої в обмотці енергії – діодами. Катоди діодів та

стоки вентилів верхнього плеча та аноди діодів і витоки вентилів нижнього плеча підключені до відповідно позитивного та негативного виводів блоку накопичувальних конденсаторів БК. Фазні обмотки оснащені датчиками струму на основі елементів Хола ДС А-С, напруга з яких через підсилювачі подається до системи керування. Керування вентилями здійснюється драйверами верхнього та нижнього плечей Др А – Др С через подачу на затвори керуючих напруг. На валу ротора розміщений датчик положення ротора ДПР, який представляє собою диск зі шторками, які закривають чи відкривають джерело світла для фотоприймача відповідно для певного положення зубців ротора та статора, логічний сигнал з яких поступає у систему керування для синхронізації комутації фаз [41].

Блок-схема експериментального зразка вентиляно-індукторного стартер-генератора при роботі в генераторному режимі показана на рис. 5.5.

Основні функціональні елементи блок-схеми відповідають режиму стартера. Однак, в генераторному режимі ротор вентиляно-індукторного стартер-генератора обертається за допомогою приводного двигуна і в обмотках фаз генерується струм за рахунок виникнення проти-ЕРС при зміщенні зубців ротора відносно зубців статора.

Стабілізація вихідної напруги здійснюється за допомогою дільника напруги та підсилювача сигналу розузгодження між напругою з БК та формувачем опорної напруги ФОН. Для захисту системи від перевищення напруги при різних аварійних станах передбачена система блокування роботи комутатора при перевищенні напруги БК певного порогового значення. Система реалізована на базі формувача опорної напруги ФОН2, підсилювача сигналу розузгодження та компаратора з гістерезисом, який знімає імпульси керування з транзисторів ВП.

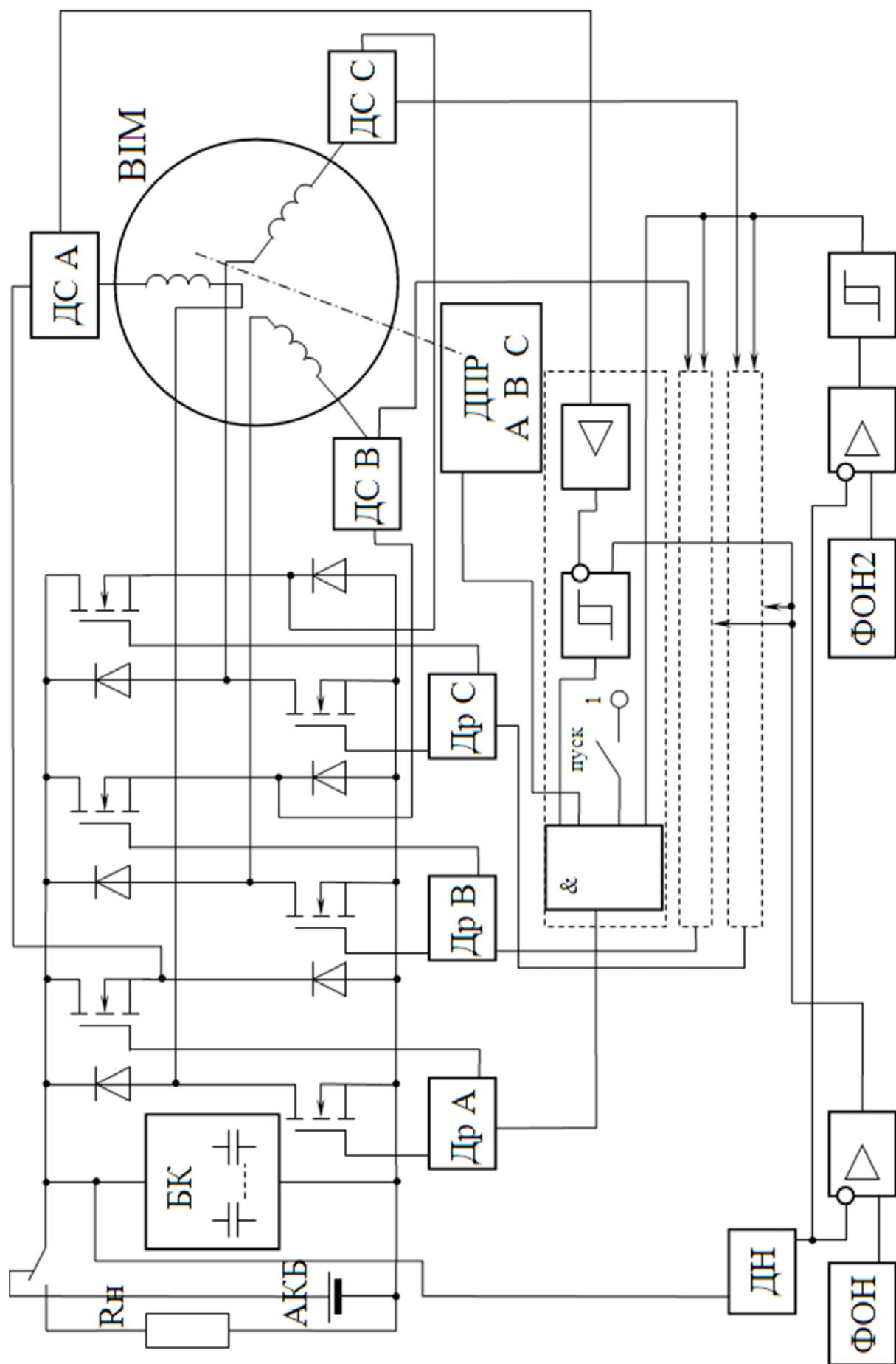


Рисунок 5.5 Блок-схема ВІСтГ у режимі генератора

Алгоритм роботи ВІСтГ у режимі стартера.

В стартерному режимі на БК подається напруга від акумуляторної батареї (АБ). Датчик положення ротора (ДПР А В С) формує сигнал логічної одиниці для логічного елементу & фази, відносно полюса статора якої, полюс ротора зсунутий на кут $0...30^\circ$. Цей логічний елемент керує драйвером верхнього та нижнього плечей комутатора відповідної фази (Др А – Др С). Сигнал з датчика струму (ДС А – ДС С), який на початку дорівнює нулю через відсутність струму у фазі, подається через підсилювач (П) на інверсний вхід компаратора з гістерезисом (КГ). На неінверсний вхід цього компаратора подається сигнал з формувача опорної напруги ФОН1, який забезпечує рівень обмеження струму фази ВІМ. При такій подачі сигналів на виході компаратора (КГ) присутня позитивна напруга, яка для логічного елементу & є логічною одиницею. При натисканні кнопки «пуск» на відповідному вході цього логічного елементу з'являється ще одна логічна одиниця, що призводить до появи логічної одиниці на його виході. Це в свою чергу призводить до формування драйвером верхнього та нижнього плечей напруг на затворах відповідних MOSFET ключів та до подачі напруги на обмотку відповідної фази ВІМ. У фазі починає зростати струм. У випадку розташування полюса ротора зсувом $25...30^\circ$ до полюса статора індуктивність фази статора має найменше значення і наростання струму відбувається досить інтенсивно, що, враховуючи нерухомість ротора, може призвести до виникнення значних струмів ключів комутатора. Для уникнення цього здійснюється обмеження струму фази. Напруга датчика струму ДС поступає на підсилювач його сигналу та на інверсний вхід компаратора з гістерезисом, на неінверсний вхід якого подається сигнал з формувача опорної напруги ФОН. При перевищенні напругою підсиленого сигналу датчика струму напруги ФОН1 на величину уставки гістерезису, на виході компаратора формується від'ємна напруга, яка для логічного елементу & є нулем. На виході цього елементу формується такий самий логічний нуль, що змушує драйвери перевести ключі комутатора в закритий стан. Струм обмотки фази замикається через відповідні зворотні діоди і АБ, зменшуючи своє значення. Коли підсилений сигнал з датчика струму стає меншим ніж напруга ФОН1 на величину уставки гістерезису, то на виході компаратора з'являється позитивна напруга, яка знову вмикає ключі відповідної фази і струм в обмотці починає

зростати. Таким чином у обмотці формується певне діюче значення струму, яке змушує ротор починати обертатися. Масштаб осцилограм струму $100 \text{ мВ} = 17,33 \text{ А}$.

Зі зникненням сигналу ДПР у результаті обертання ротора, процес збудження відповідної фази припиняється і розпочинається в іншій (рис. 5.6). Зміною напруги ФОН1 здійснюється регулювання максимального значення струму фази, а отже і механічного моменту на валу машини та частоти обертання ВІМ в стартерному режимі.

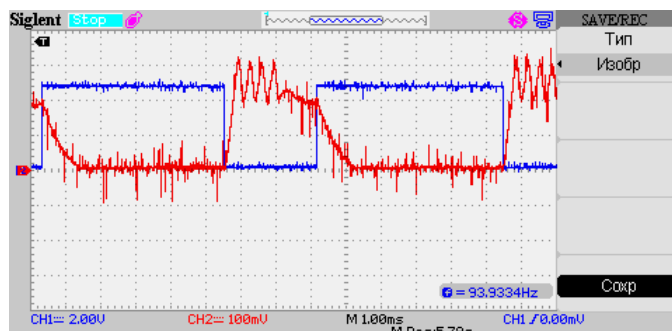


Рисунок 5.6 Струм фази ВІМ в режимі двигуна

Алгоритм роботи ВІСтГ у генераторному режимі.

На початку роботи ротор ВІМ приводиться в рух приводним двигуном. У експериментальному зразку його роль виконує асинхронний двигун. Напруга на блоці конденсаторів дорівнює нулю. Це значення через дільник напруги подається на інверсний вхід підсилювача сигналу розузгодження, на неінверсний вхід якого подається позитивна напруга формувача опорної напруги ФОН. У результаті на виході підсилювача присутня позитивна напруга, яка подається на неінверсний вхід компаратора з гістерезисом, на інверсний вхід якого подається підсилена напруга з датчика струму фази. При такій наявності напруг, на виході компаратора з гістерезисом присутня напруга, яка приблизно дорівнює напрузі живлення цього компаратора, яка для чотиривходового логічного елементу I “&” є логічною одиницею. Аналогічна логічна одиниця подається на другий вхід цього логічного елементу з системи захисту, оскільки нульова напруга з БК через дільник напруги подається так само на інверсний вхід підсилювача сигналу розузгодження системи захисту, на неінверсний вхід якого подається позитивна напруга формувача опорної напруги ФОН2. На ще один вхід логічного елементу подається сигнал датчика положення ротора ДПР, який періодично формує сигнал логічної одиниці

послідовно для кожної фази при співпаданні положення зубців ротора та статора. За рахунок залишкової намагніченості сталі ротора в обмотках ВІСТГ генерується незначна електрорушійна сила, яка починає заряджати блок конденсаторів через зворотні діоди комутатора до певного невеликого значення (на практиці – 0,5 – 1 В). При натисканні перемикача “пуск”, логічна одиниця подається на останній вхід логічного елементу І, що призводить до появи на його виході також логічної одиниці. Це змушує двоплечовий драйвер подати на затвори MOSFET ключів напругу вмикання, яка приводить ці ключі у ввімкнений стан. У обмотці ВІСТГ починає з'являтися струм, процес наростання якого припиняється сигналом з датчика положення ротора або сигналом з компаратора, що буде описано далі. При досягненні зміщення зубця ротора відносно зубця статора на 30° , ДПР формує на вході логічного елементу логічний нуль, що призводить до вимкнення ключів комутатора. Струм, накопичений в обмотці фази, яка щойно була ввімкнена, до якої додається струм, згенерований обмоткою, через зворотні діоди повертається до БК, дозаряджаючи їх до більшого значення, ніж перед вмиканням фази. Через це, при включенні наступної фази, струм, який запасався у її індуктивності, стає дещо більшим, ніж при роботі попередньої, а отже, і згенерований струм цією фазою стає теж більшим. Це призводить до лавино-подібного зростання струмів фаз та до зростання напруги конденсаторів. У разі відсутності остаточної намагніченості сталі ротора до БК підключається зовнішнє джерело струму (акумуляторна батарея) яка призводить до заряджання БК та до початку зазначеного процесу. Оскільки напруга на БК практично некеровано зростає, то зростає і накопичений та згенерований в обмотках струм, що може призвести до виходу з ладу ключів комутатора. Для уникнення цього, коефіцієнт підсилення підсилювача сигналу ДС обирається таким, що сигнал на його виході при певному значенні струму фази починає перевищувати напругу з підсилювача сигналу розузгодження на величину уставки гістерезису компаратора, що призводить до зникнення логічної одиниці на його виході та, як результат, на одному з входів логічного елементу І та до вимкнення ключів фази. При наближенні поділеної ДН напруги БК до значення опорної напруги ФОН, починається процес стабілізації напруги БК, який полягає у наступному. Напруга на виході підсилювача сигналу розузгодження ПСР починає зменшуватися, що призводить до більш раннього вимкнення фази внаслідок

відміни на виході компаратора КГ логічної одиниці і, відповідно на вході елементу &, при меншому рівні підсиленого сигналу з датчика струму. У результаті цього зменшується і струм обмотки фази, що призводить до уповільнення наростання напруги БК. При холостому ході процес зупиняється при напрузі БК і струмі фази такого рівня, коли вся згенерована енергія витрачається на втрати в обмотках, комутаторі і БК та на механічні втрати. При накиданні навантаження напруга БК починає зменшуватися, що призводить до збільшення напруги на виході ПСР та до збільшення значення струму фази. Це в свою чергу нівелює зменшення напруги на БК. Форма фазного струму у генераторному режимі (червоний колір) та інверсного сигналу ДПР (синій колір) показана на рисунку 5.7, де ділянка експоненційного зростання струму відповідає інтервалу накопичення при увімкнених ключах комутатора, а ділянка сповільнення його росту та спадання до нуля – інтервалу генерації і протіканню струму через зворотні діоди при вимкнених ключах. Момент переходу від однієї ділянки до іншої є моментом перевищення підсиленого сигналу ДС напруги ФОН на величину уставки гістерезису компаратора.

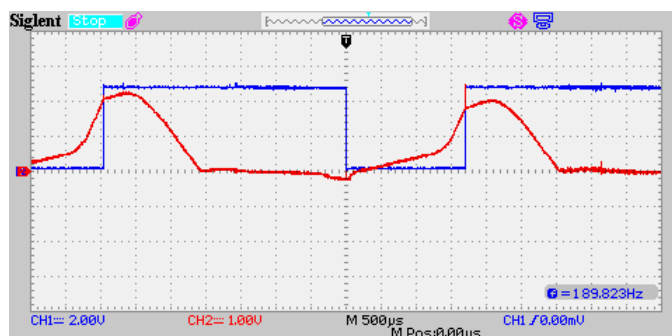


Рисунок 5.7 Струм фази ВІМ в генераторному режимі

Елементи ФОНЗ, підсилювач сигналу розузгодження ПСР2 та пороговий елемент ПЕ2 формують систему захисту від аварійних ситуацій, яка блокує подачу імпульсів на відкриття транзисторів при досягненні напругою БК певного критичного значення, яке визначається ФОНЗ.

5.2 Результати експериментальних досліджень генераторного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора

Блок схема експериментального стенду для дослідження генераторного режиму ВІСтГ показана на рис. 5.8. Результати досліджень на рис. 5.9-5.14.

Для експериментального дослідження ВІСтГ вал ВІМ за допомогою пальцевої муфти був стикований з валом асинхронного двигуна (АД) типу 4А100L2У3 потужністю 5,5 кВт. За допомогою осцилографа Siglent SDS1102CML+ знімалися розгонні характеристики в стартерному режимі, форми струму і напруги фаз, пульсації напруги на конденсаторах у генераторному та стартерному режимах. Для розрахунку коефіцієнта корисної дії ВІСтГ та інших характеристик в генераторному режимі до фаз асинхронної машини було підключено вимірювальний комплект К506, що вимірював її потужність, напругу та струм фаз, а в ланцюг навантаження постійного струму ВІСтГ був включений амперметр та вольтметр.

В генераторному режимі ВІСтГ досліджувались коливання вихідної напруги постійного струму та час її відновлювання при накиданні та скиданні навантаження (динамічні показники) та показник відхилення цієї напруги під навантаженням від її рівня в режимі холостого ходу (статичний показник). Результати досліджень ілюструє осцилограма вихідної напруги постійного струму на рис. 5.9. Перехідне відхилення напруги постійного струму при накиданні/скиданні номінального навантаження становить $\delta U = 2,4\%$ та $\delta U = 6,85\%$, а час відновлення напруги 0,2 та 0,15 с ($m_t = 100$ мс/поділ; $m_U = 0,5$ В/поділ). Статичний показник відхилення напруги не перевищує 1...2 %. В таблиці 5.1 представлені результати дослідження робочих характеристик ВІСтГ в генераторному режимі, де: U_L, I_L – відповідно лінійні напруга та струм АД; $P_{1АД}, Q_{1АД}$ – активна та реактивна потужності, що споживаються АД; $P_{1ВІСтГ}, P_{2ВІСтГ}$ – підведена і корисна потужності ВІСтГ; U_d, I_d – напруга і струм кола постійного струму; $\eta_{АД}, \eta_{ВІСтГ}$ – ККД асинхронного двигуна та ВІСтГ. При номінальному навантаженні 3 кВт значення ККД сягає 70 %. Це на 12 % більше, ніж, наприклад, ККД стартера типу Ст-18 [31].

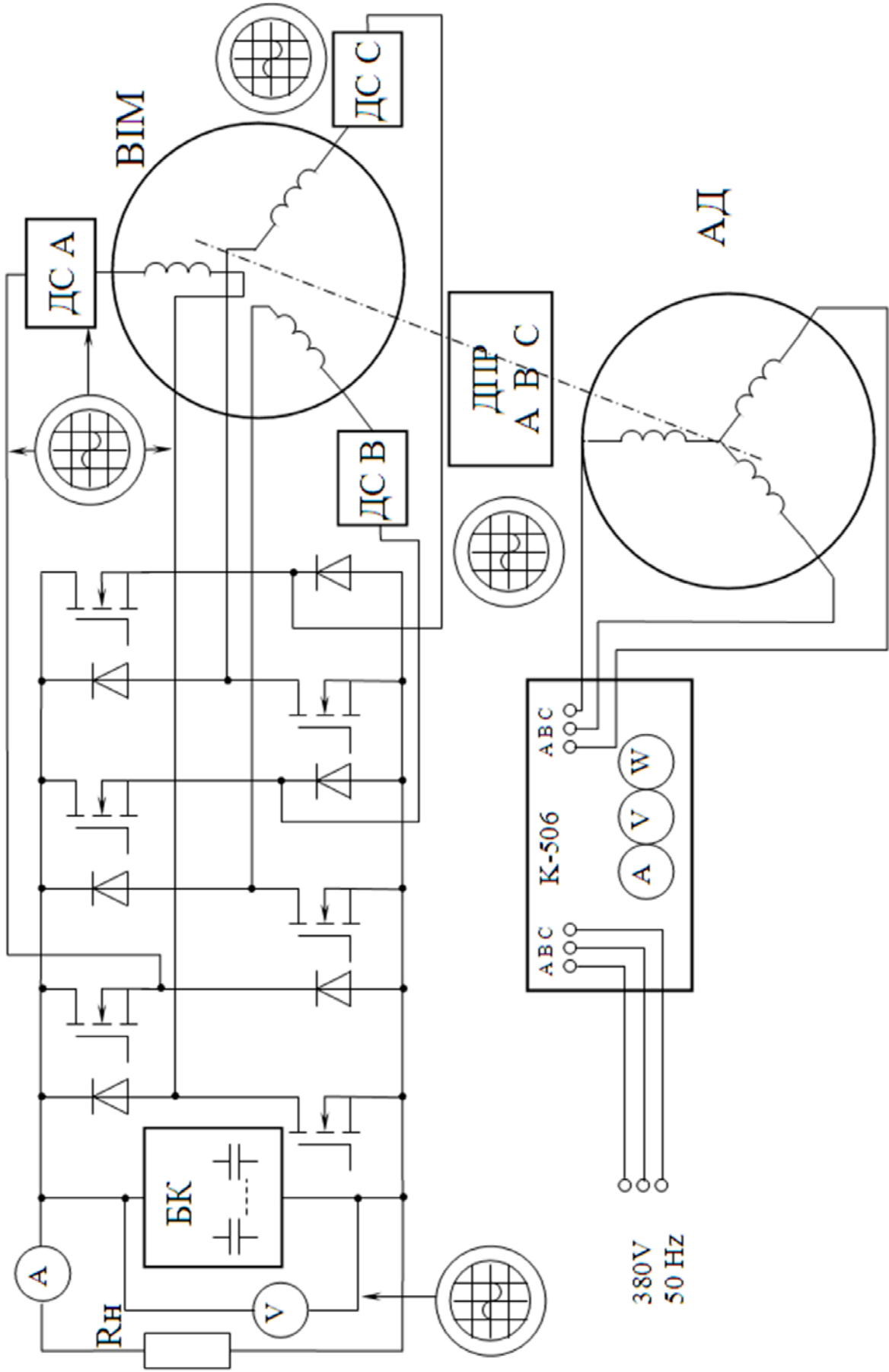


Рисунок 5.8 Блок схема экспериментального стенду для дослідження генераторного режиму ВІСтГ

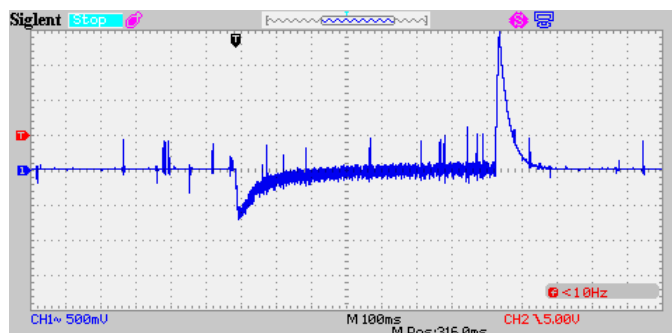


Рисунок 5.9 Осцилограма вихідної напруги експериментального зразка ВІСтГ в генераторному режимі при накиданні/ скиданні номінального навантаження

Таблиця 5.1

Результати експериментальних досліджень ВІСтГ

U_d , В	I_d , А	$I_{f(max)}$, А	U_L , В	I_L , А	$P_{сум}$, Вт	$Q_{сум}$, ВАр	η_{AD}	$P_{1BICmГ}$, Вт	$P_{2BICmГ}$, Вт	$\eta_{BICmГ}$
28,4	105,6	395	380	8,63	4950	2550	0,877	4343	2999	0,691
28,6	97,6	319	380	7,68	4400	2500	0,879	3869	2791	0,721
28,8	83,2	250	383	6,55	3650	2350	0,88	3214	2396	0,746
29	59,2	154	387	5,15	2600	2200	0,873	2269	1717	0,757
29,1	45,2	150	390	4,5	2000	2200	0,857	1714	1315	0,767
29,1	33,2	109	392	4,07	1600	2250	0,839	1342	966	0,72
29,2	21,6	79	394	3,78	1170	2200	0,81	948	631	0,666
29,2	17	67	396	3,68	980	2200	0,793	777	496	0,638
29,2	0	27	360	0	305	1650	0,711	217	0	0

На рисунках 5.10-5.12 наведено розрахункові та експериментальні осцилограми фазних напруг та струмів ВІСтГ в режимі генератора за навантаження холостого ходу (рис. 5.10), $0,17P_{ном}$ (рис. 5.11) та $0,94P_{ном}$ (рис. 5.12). Характер зміни розрахункових кривих повторює характер експериментальних. При цьому на експериментальних кривих помітні розбіжності. По перше це шуми, які є наслідком похибки дискретизації АЦП осцилографа. Найбільш помітні вони на осцилограмах струму. По друге це відмінність гістерезисного діапазону фазного струму за холостого ходу (рис. 5.10). Як видно з рисунку 5.10, г, цей діапазон в розрахункових осцилограмах має незмінні максимальний і мінімальний рівні, а частота перемикань при цьому з часом зростає. На практиці реалізація такого принципу є непростю задачею, оскільки компаратор з гістерезисом, який відповідає за стабілізацію максимального значення фазного струму має обмежену полосу пропускання сигналу. Таким чином такий

компаратор має певну затримку, що призводить до збільшення границь гістерезису (рис. 5.10, б). Відзначимо що така відмінність не є суттєвою, так як її вплив на протікання процесів в ВІСтГ мінімальний. Таке спотворення сигналу перш за все притаманне низьковольтним машинам, індуктивність яких низька. Відзначимо, що ця затримка може бути усунута корегуванням параметрів СК, та/або застосуванням більш швидкого операційного підсилювача.

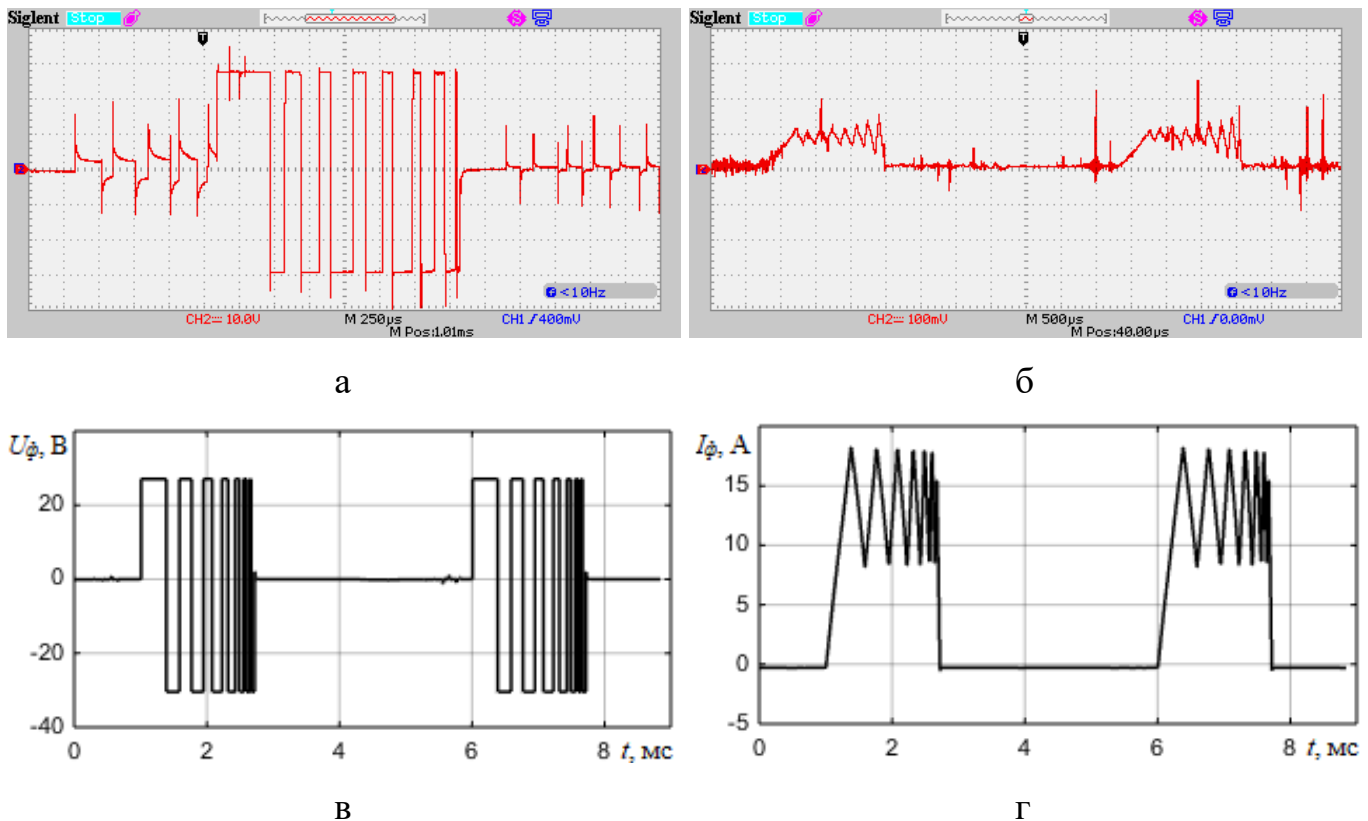


Рисунок 5.10 Осцилограми фазних напруг (а, в) та струмів (б, г) ВІСтГ в генераторному режимі за холостого ходу: а, б – експериментальні; в, г – розрахункові

Відмінності розрахункових та експериментальних осцилограм фазних напруг та струмів ВІСтГ в генераторному режимі за однакового навантаження $(0,17...1)P_{ном}$ складають відповідно 8 % та 7 %.

На рисунках 5.13, 5.14 наведено розрахункові та експериментальні робочі характеристики ВІСтГ. Розбіжності значень ККД в діапазоні $(0,17...1)P_{ном}$ від складають 1...13 %.

Таким чином порівняння результатів чисельних та експериментальних досліджень вказують на адекватність математичного моделювання ВІСтГ.

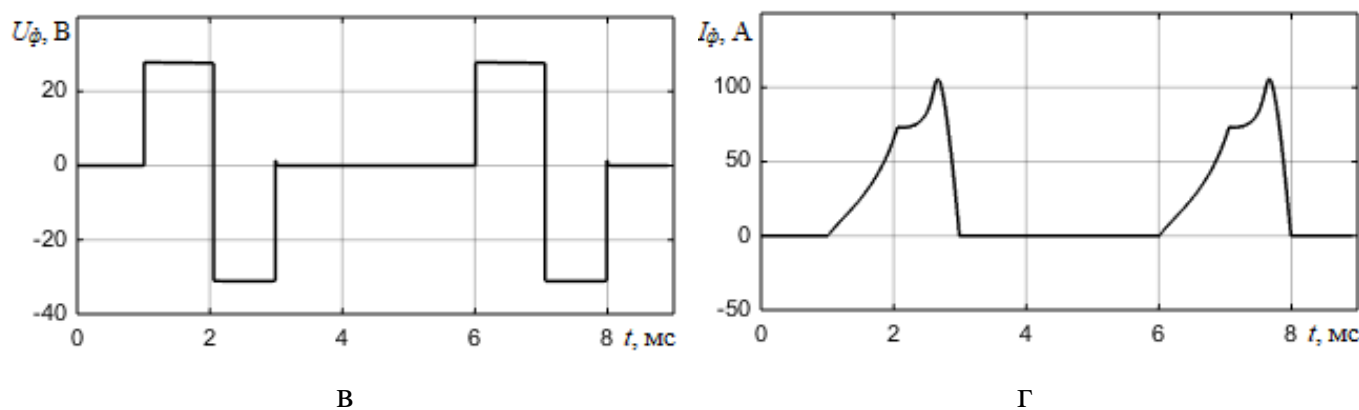
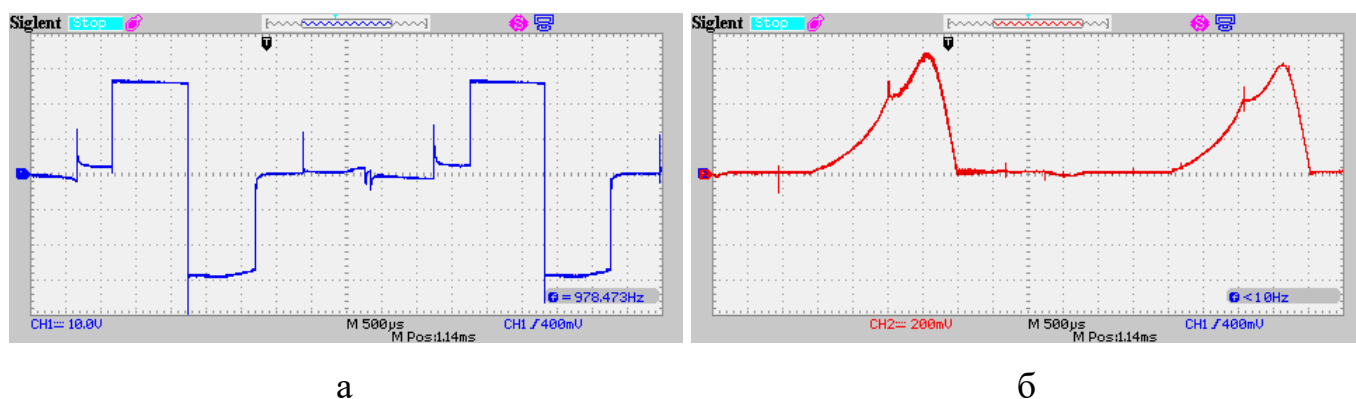


Рисунок 5.11 Осцилограми фазних напруг (а, в) та струмів (б, г) ВІСтГ в генераторному режимі за навантаження 0,561 кВт: а, б – експериментальні; в, г – розрахункові

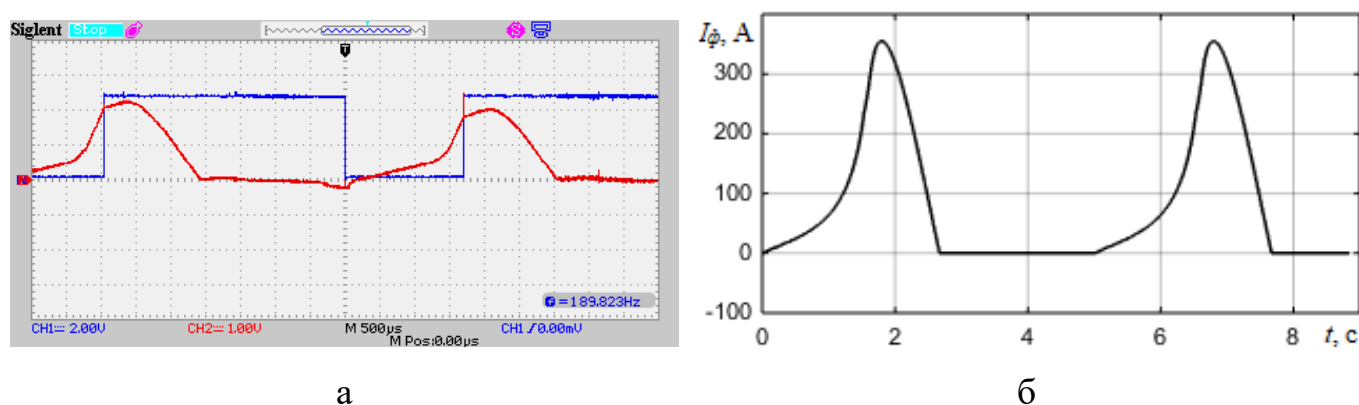


Рисунок 5.12 Осцилограми фазних струмів ВІСтГ в генераторному режимі за навантаження 2,818 кВт: а – експеримент; б – розрахунок

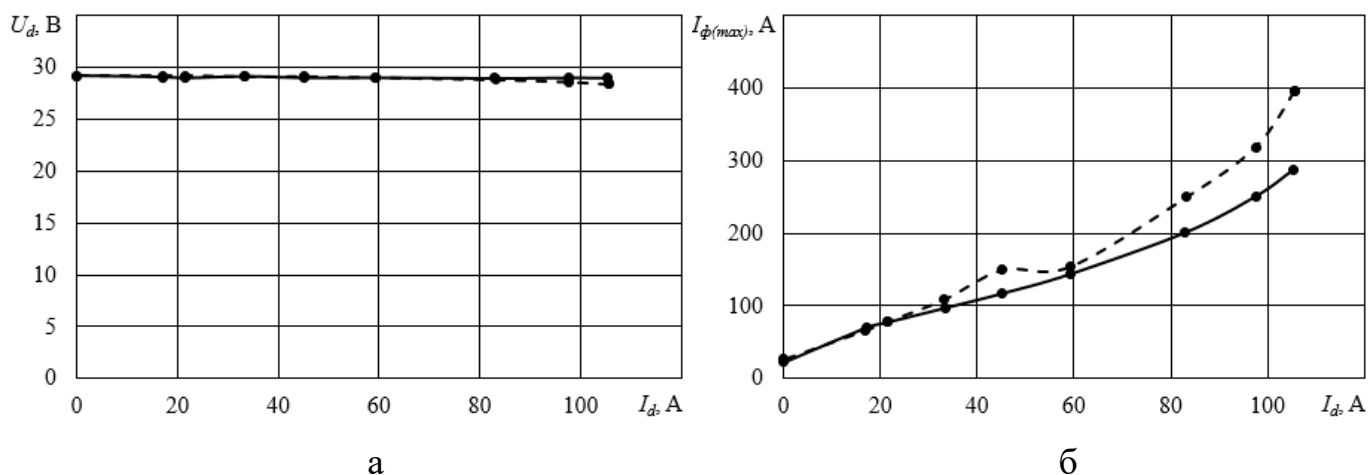


Рисунок 5.13 Зовнішня (а) та регулювальна (б) характеристики ВІСтГ: суцільна лінія – розрахунок; пунктирна – експеримент

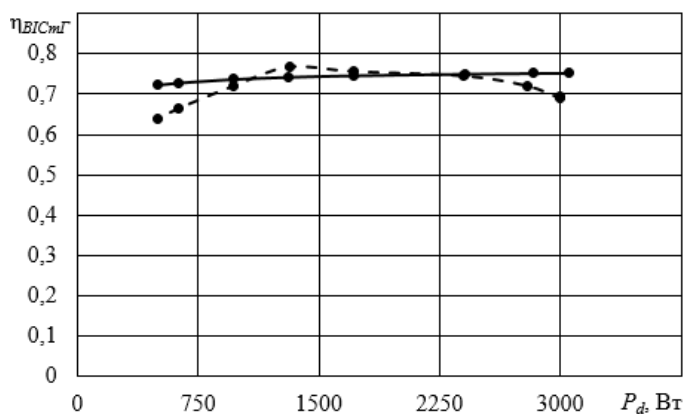


Рисунок 5.14 Залежності ККД вентиляно-індукторного стартер-генератора від корисної потужності: суцільна лінія – розрахунок; пунктирна – експеримент

5.3 Результати експериментальних досліджень стартерного режиму вентиляно-індукторного стартер-генератора

Блок схема експериментального стенду для дослідження стартерного режиму ВІСтГ показана на рис. 5.15. Результати досліджень на рис. 5.16-5.18.

Ускладнення при пуску ВІСтГ викликають стрибки струму через напівпровідникові елементи комутатора. Найбільш доцільним рішенням при цьому являється обмеження фазного струму, що здійснюється шляхом відключення фази від джерела напруги при досягненні її струмом заданого значення.

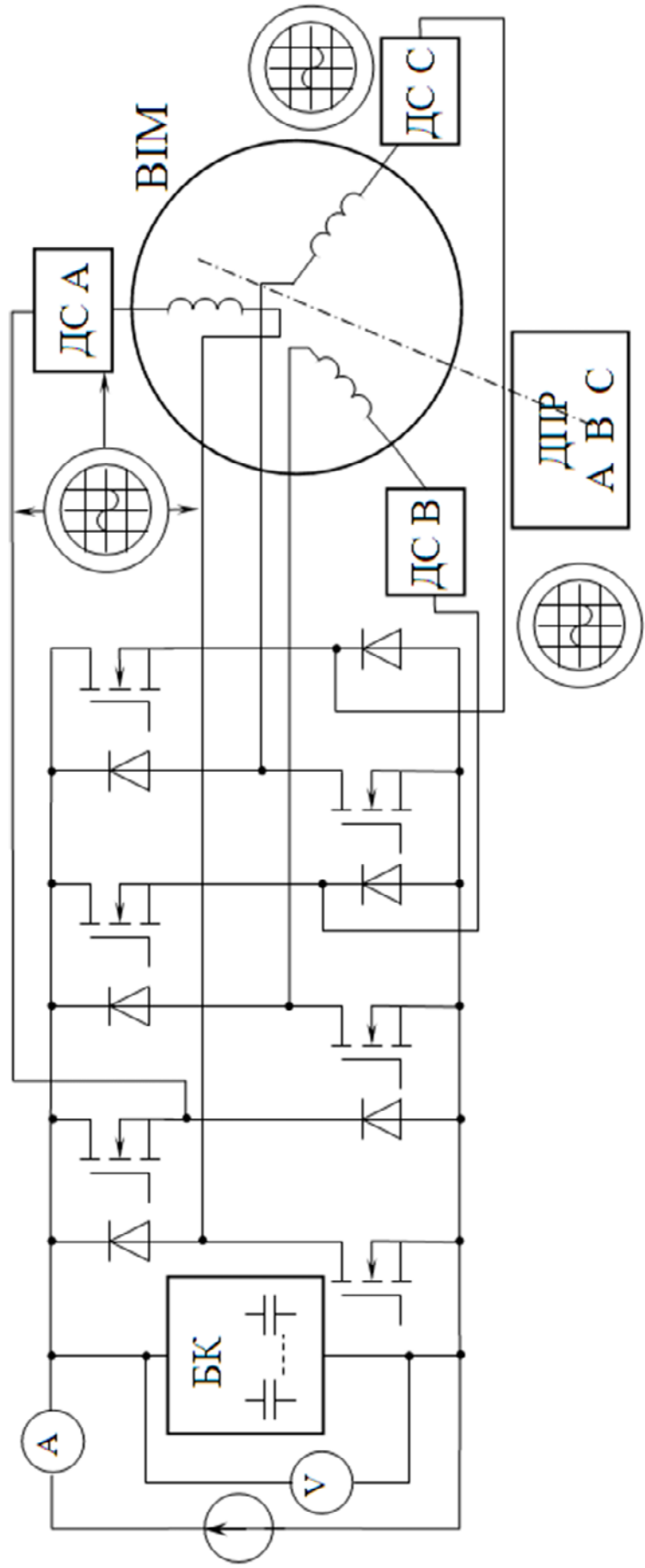
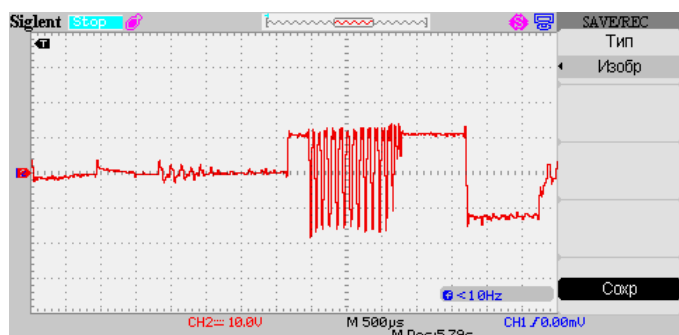
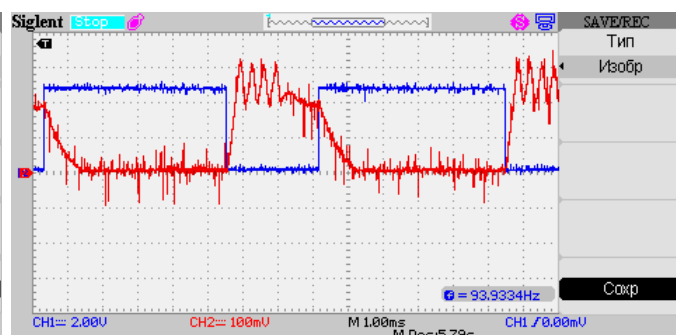


Рисунок 5.15 Блок-схема дослідження стартинного режиму ВІСтГ

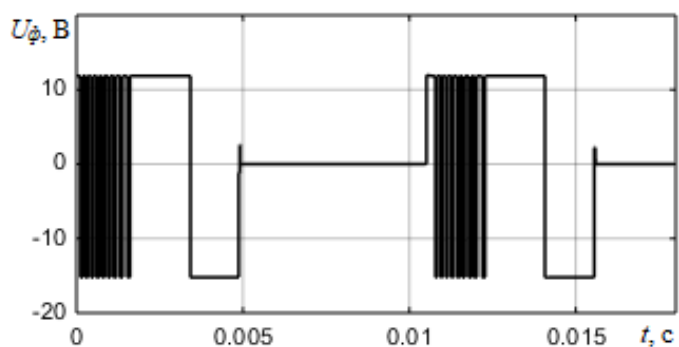
Осцилограми на рис. 5.16 ілюструють характер зміни фазної напруги (а, в) і струму (б, г) у випадку обмеження фазного струму. Осцилограми відповідають частоті обертання 1742 об/хв та напрузі постійного струму близько 12 В ($m_t=0,5$ мс/поділ; $m_U=10$ В/поділ). Характеристики пуску ВІСтГ за напруги АБ близько 12 В зображені на рисунку 5.17.



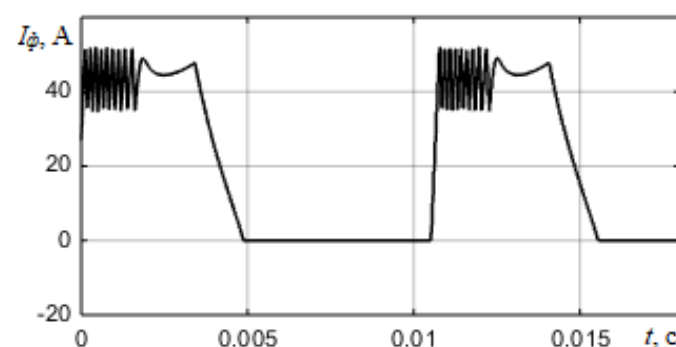
а



б

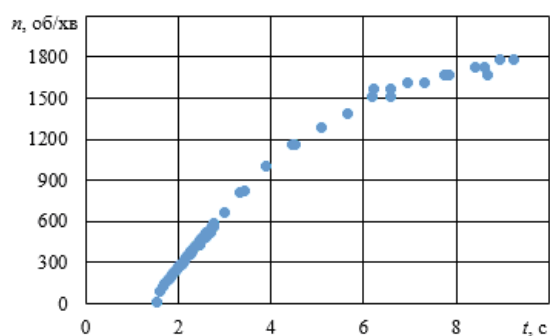


в

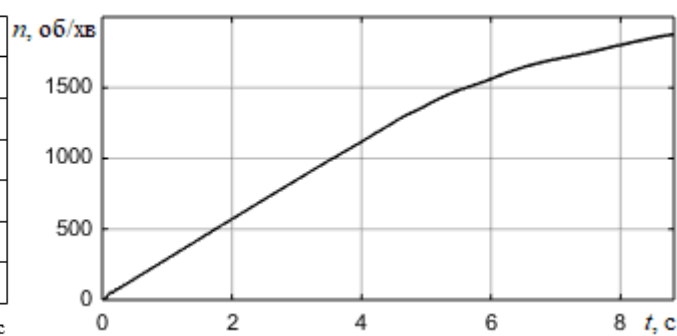


г

Рисунок 5.16 Осцилограми фазних напруг (а, в) та струмів (б, г) ВІСтГ в стартерному режимі: а, б – експериментальні; в, г – розрахункові



а



б

Рисунок 5.17 Пускові характеристики ВІСтГ в стартерному режимі:

а – експеримент; б – розрахунок

Осцилограми частоти обертання та фазного струму при пуску ВІСтГ за обмеження фазного струму на рівні 170 А зображені на рисунку 5.18 (масштаб $m_t=50$ мс/поділ; $m_n=919,33$ об/хв/поділ; $m_I=86,67$ А/поділ). Тривалість розгону до частоти обертання 1500 об/хв складає 0,23 с за умови, що ЕРС акумуляторної батареї 25,5 В, а її внутрішній опір 0,0782 Ом.

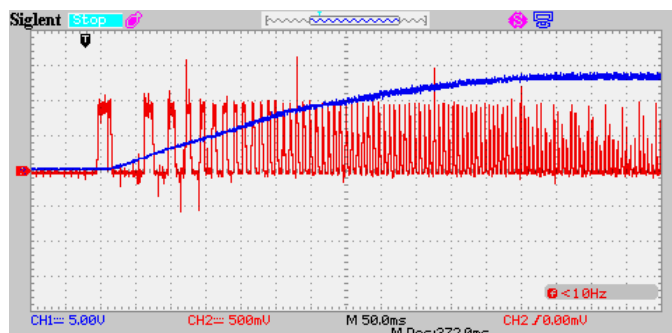


Рисунок 5.18 Осцилограми частоти обертання та фазного струму при пуску ВІСтГ

Посилання: [31, 41] див. Список використаних джерел стор. 177, 178.

5.4 Висновки до розділу 5

Розроблено експериментальний зразок ВІСтГ потужністю 3 кВт і номінальною напругою 28 В та проведено його експериментальні дослідження в стартерному та генераторному режимах.

З'ясовано, що застосування обмеження фазного струму в стартерному режимі дозволяє сформувати перехідний процес таким чином коли фазні струми безпечні для транзисторів вентильного перетворювача. Визначено, що зміною максимального значення струму фази можливо здійснювати регулювання тривалості розгону стартера до заданої частоти обертання.

Встановлено відповідність динамічних і статичних показників якості генерованої енергії ВІСтГ відповідним стандартам: перехідне відхилення при накиданні/скиданні номінального навантаження становить $\delta U=2,4/6,85$ %, час відновлення напруги 0,2/0,15 с, статичне відхилення напруги складає 1...2 %. Таким чином

підтверджується ефективність запропонованого підходу до стабілізації вихідної напруги ВІСтГ за рахунок регулювання рівня обмеження фазного струму.

Співставлення результатів чисельних та експериментальних досліджень дозволяють зробити висновок про адекватність математичної моделі.

ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі вирішено важливе наукове завдання розроблення математичної моделі для аналізу режимів, визначення принципів формування характеру протікання перехідних і квазіусталених процесів вентильно-індукторних стартер-генераторів з врахуванням параметрів електромеханічних перетворювачів, спрямованих на підвищення їх енергоефективності.

Основні наукові та практичні результати роботи наступні.

1. Проаналізовано системи запуску поршневих двигунів внутрішнього згоряння та газотурбінних двигунів. Визначено тенденції розвитку пускових систем та систем електроживлення повітряних суден. Показано доцільність використання вентильно-індукторних стартер-генераторів для систем запуску двигунів внутрішнього згоряння і газотурбінних двигунів автономних енергоустановок та транспортних засобів.

Виконано аналіз наукових робіт, які присвячені дослідженню вентильно-індукторних машин. З'ясовано, що питання стартерного та генераторного режиму ВІМ розглядались недостатньо. Проаналізовано математичні моделі для дослідження процесів в вентильно-індукторних машинах. Показано доцільність врахування залежності індуктивності фази, розрахованої за польовими підходами, в рівняннях, що описують електричні кола, для одночасного забезпечення точності та швидкості розрахунків.

2. Вдосконалено математичну модель вентильно-індукторної машини за рахунок використання запропонованих логічних виразів для визначення стану напівпровідникових елементів вентильного перетворювача та рівнянь зв'язку між цим перетворювачем, індукторною машиною та елементами кола постійного струму, врахування втрат в сталі і механічних втрат. При цьому отримав подальший розвиток науковий підхід до врахування магнітних втрат електричних машин з використанням активного опору, струм якого визначається величиною потужності втрат та напругою ВІМ відповідно запропонованим логічним виразам. Розроблена модель дозволяє розраховувати перехідні та квазіусталені процеси ВІСтГ, реалізовувати різноманітні алгоритми керування як в стартерному, так і в генераторному режимах.

3. Вперше за допомогою запропонованої моделі визначено вплив параметрів вентильно-індукторного стартер-генератора та акумуляторної батареї на енергетичні показники стартерного режиму, що забезпечує підвищення його енергоефективності шляхом формування перехідних і квазіусталених процесів.

Встановлено, що зменшення витрат енергії при пуску до 11 % можна досягти за рахунок вибору акумуляторної батареї з внутрішнім опором $(1/2 \dots 1/8)R_{AB(ном)}$, коефіцієнта широтно-імпульсного регулювання фазної напруги в межах $0,7 \dots 0,9$ при пусках без обмеження фазного струму та до 21 % при його обмеженні на рівні $(1,2 \dots 5,0)i_{f(max)(ном)}$ за номінальних параметрів.

4. Розроблено принципи стабілізації вихідної напруги ВІСтГ в генераторному режимі: зміною кутів комутації або рівня обмеження фазного струму. Запропоновано відповідні структурні схеми систем керування ВІСтГ в генераторному режимі та визначено, що найбільш ефективним є останній підхід.

Встановлено, що зменшення тривалості перехідних процесів збудження ВІСтГ в генераторному режимі від АБ від 30 до 0,059 с можна досягти за рахунок збільшення рівня обмеження фазного струму від 22 А до 400 А.

Визначено, що при збудженні ВІГ зменшення ЕРС акумуляторної батареї від $1/2$ до $1/4 E_{AB(ном)}$, збільшення її опору в межах $(2 \dots 8)R_{AB(ном)}$, або зменшення ємності конденсатора в колі постійного струму від 0,4 до 0,01 Ф дозволяє знизити витрати енергії АБ відповідно в 4,3...19,2, в 1,1...1,6 та в 2,2...57,9 разів, відносно номінальних значень, і підвищити енергоефективність генераторного режиму.

За результатами дослідження гармонійного складу вихідної напруги ВІСтГ в генераторному режимі встановлено, що збільшення ємності конденсатора в колі постійного струму призводить до зниження вмісту гармонічних складових. За ємності 0,03 Ф і більше його значення менше за обмеження стандарту ($k_{II(max)} \leq 8 \%$). При накиданні/скиданні номінального (половинного) навантаження перехідне відхилення вихідної напруги ВІГ за ємності конденсатора 0,2 Ф складає $\delta U = 8,3/9,6 \%$ ($\delta U = 4,3/5,8 \%$), а тривалість відновлення напруги – $t = 0,11/0,7$ с ($t = 0,02/0,52$ с), що відповідає вимогам стандарту ($\delta U \leq 20 \%$, $t \leq 2 \dots 3$ с для номінального та $\delta U \leq 10 \%$, $t \leq 1 \dots 2$ с половинного навантаження).

5. Розроблено та створено експериментальний зразок ВІСтГ потужністю 3 кВт і номінальною напругою 28 В. Підтверджено ефективність стабілізації вихідної напруги ВІСтГ регулюванням рівня обмеження фазного струму, що забезпечує стале відхилення рівня вихідної напруги не більше 1...2 % від номінального її значення у всьому діапазоні навантажень.

Порівняння результатів чисельних та експериментальних досліджень вказують на адекватність математичного моделювання ВІСтГ. Відмінності розрахованих значень фазних струмів і напруг та ККД в генераторному режимі в діапазоні навантажень $(0,17...1)P_{ном}$ від експериментальних даних не перевищують відповідно 7 %, 8 % та 1...13 %.

6. Результати роботи використовуються в навчальному процесі при викладанні дисциплін «Електричні машини», «Електротехніка та електромеханіка», «Машиновентильні системи технологічних комплексів» та виконанні дипломних бакалаврських і магістерських робіт в Національному технічному університеті України «КПІ» ім. Ігоря Сікорського та Київському національному університеті будівництва і архітектури.

Подальше використання результатів роботи рекомендовано для систем запуску поршневих двигунів внутрішнього згоряння та газотурбінних двигунів автономних енергоустановок, допоміжних силових установок транспортних засобів, зокрема літаків та техніки спеціального призначення, що сприятиме підвищенню їх енергоефективності та ресурсозбереження.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Авиационное оборудование / под ред. Ю.П. Доброленского. М.: Военное издательство, 1989. 248 с.
2. Кузнецов В.А., Николаев В.В. Стратегия проектирования вентильно-индукторного стартер-генератора. *Электротехника*. 2005. № 4. С. 46–51.
3. Мазуренко Л.И. Асинхронный стартер-генератор с транзисторным преобразователем для транспортных энергоустановок постоянного тока: дис. ... канд. техн. наук: 05.09.01 / ИЭД АН УССР. К., 1990. 266 с.
4. Ганджа С.А., Ерлышева А.В. Стартер-генератор для автономных источников электроснабжения. *Вестник Южно-Уральского государственного университета*. Серия: Энергетика. 2005. № 9 (49). С. 84–86.
5. Николаев В.В., Рыбников В.А. Разработка интегрированного стартер-генератора на основе вентильно-индукторной машины. *Электричество*. 2005. № 5. С. 32–38.
6. Марсов В.М., Фещенко А.И., Феофанов С.А. Тенденции развития электропусковой системы и системы электроснабжения в автомобилях. *Новые технологии в автоматизации управления*: сб. научн. тр. / МАДИ (ГТУ). М., 2007. С. 58–61.
7. Фисенко В.Г., Попов А.Н. Проектирование вентильных индукторных двигателей: методическое пособ. М.: Из-во МЭИ, 2005. 56 с.
8. Мазуренко Л.И., Лищенко А.И. Асинхронные генераторы с вентильным и вентильно-емкостным возбуждением для автономных энергоустановок: монография. К.: Наук. думка, 2011. 271 с.
9. Shykhnenko M.O., Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Bilyk O.A. Mathematical Model, Research and Improvement of the Switched Reluctance Generator Voltage Stabilization Methods. *IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)*. National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute” (Kharkiv). 2018. P. 338–342.
10. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Шихненко М.О. Моделювання режимів та регулювання частоти обертання вентильно-індукторного двигуна з

перетворювачем із С–скиданням і коливальним поверненням енергії при зміні кутів комутації. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2016. № 2 (1194). С. 64–69.

11. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Клименко В.Г., Шихненко М.О. Оцінка можливості використання вентильно-реактивного двигуна у складі верстат-гойдалки. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2017. № 1 (1223). С. 97–100.

12. Уваров С.Н. Передвижные электрические станции большой мощности. Л.: Энергия, 1977. 160 с.

13. Krishnan R. Switched Reluctance Motor Drives: Modeling, Simulation, Analysis, Design, and Applications. US, Washington, DC: CRC Press LLC, 2001. 416 p.

14. Asadi P. Development and Application of an Advanced Switched Reluctance Generator Drive. eng. sci. diss. US, Texas: Texas A&M University, 2006. 133 p.

15. Клевцов А.В. Средства оптимизации потребления электроэнергии. М.: СОЛОН-Пресс, 2010. 210 с.

16. Петухов С.В., Кришьянис М.В. Электропривод: учебное пособ. Архангельск: С(А)ФУ, 2015. 303 с.

17. Тищенко О.А., Шевченко С.Е. Оценка перевода тягового электропривода на асинхронную тягу. *Зб. наук. пр. Харківського університету Повітряних Сил ім. І. Кожедуба*. 2007. № 2(14). С. 137–141.

18. Василевский В.И., Купеев Ю.А. Автомобильные генераторы. М.: Транспорт, 1978. 159 с.

19. Кравчик А.Э., Шлаф М.М., Афонин В.И., Соболенская В.А. Асинхронные двигатели серии 4А: справочник. М.: Энергоиздат, 1982. 504 с.

20. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Шихненко М.О., Клименко В.Г. Спосіб стабілізації частоти обертання вала вентильно-індукторного двигуна: пат на корисну модель UA 107247 України: МПК H02P 6/08, H02P 8/12, H02K19/06. № u 2015 12131; заявл. 07.12.2015; опубл. 25.05.2016, Бюл. № 10.

21. Радин В.И., Лондин Й., Розенкоп В.Д. и др. Унифицированная серия асинхронных двигателей Интерэлектро. М.: Энергоатомиздат, 1990. 416 с.
22. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. Ч. 1 Машины постоянного тока. Трансформаторы: учебн. для студ. высш. техн. учебн. заведений. Изд. 3-е. Л.: Энергия, 1972. 544 с.
23. Вертолет МИ-2 с двумя двигателями ГТД-350. Техн. описание. Книга II. Авиационное оборудование вертолета. Изд-во: ВСК Свидник, 1970. 128 с.
24. Bibik O.V., Mazurenko L.I., Shykhnenko M.O. Formation of characteristics of operating modes of switched reluctance motors with periodic load. *Electrical engineering & electromechanics*. 2019. No. 4. P. 12–16.
25. Miller T.J.E. Electronic Control of Switched Reluctance Machines. UK, Oxford: Newnes, 2001. 272 с.
26. Вольдек А.И. Электрические машины. Учебн. для студ. высш. техн. учеб. заведений. Изд. 3-е. Л.: Энергия, 1978. 832 с.
27. Мазуренко Л.І., Шихненко М.О., Джура О.В., Білик О.А. Процеси збудження від акумуляторної батареї та вплив параметрів на робочі характеристики вентильно-індукторного генератора. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х. : НТУ «ХПІ», 2019. № 1 (1225). С. 116–120.
28. Шихненко М.О., Мазуренко Л.І., Джура О.В., Білик О.А. Перехідні процеси та якість електроенергії автономного вентильно-індукторного генератора. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-виробничий журнал*. Кременчук: КрНУ, 2019. Вип. 1/2019 (45). С. 57–63.
29. ГОСТ 13822-82. Электроагрегаты и передвижные электростанции, дизельные. Общие технические условия. М.: Изд-во стандартов, 1989. 30 с.
30. Бунаков И.Ю. Совмещенные системы стартер-генераторов (обзор). *Молодежь и наука*. Екатеринбург: Уральский государственный аграрный университет, 2013. № 2. 5 с. Режим доступа: <https://www.elibrary.ru/item.asp?id=21127877>.

31. Тузов В.П. Электротехнические устройства летательных аппаратов: учебн. пособие для авиац. неэлектротехн. спец. вузов. М.: Высш. шк., 1987. 152 с.
32. Барвинский А.П., Козлов Ф.Г. Электрооборудование самолетов: изд. 2. М.: Транспорт, 1990. 320 с.
33. Bair M., Sinnett M., Mason J., Rankin W.L., Carlyon W.R., Roberson W., Adams D. AERO quarterly QTR_04 | 07. – USA, Seattle: The Boeing Company, 2007. – Issue 28 (Q4). – 32 p. Режим доступа: http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_07/AERO_Q407.pdf
34. Anderson D., Baker M., Dowling T., Martinez W., Medejski T., Pedersen D., Rockwell D., Hale J., McLoughlin B., Beck J. AERO quarterly QTR_04 | 06. – USA, Seattle: The Boeing Company, 2006. – Issue 24 (Q4). – 32 p. Режим доступа: http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/articles/qtr_4_06/AERO_Q406.pdf
35. Гарганеев А.Г., Харитонов С.А. Перспективные системы электроснабжения самолета с полностью электрифицированным оборудованием. *Доклады Томского государственного университета систем управления и радиоэлектроники*. Томск: ТУСУР, 2009. № 2 (20). С. 185–192.
36. Бачурин П.А., Гейст А.В., Коробков Д.В., Макаров Д.В., Решетников А.Н., Харитонов С.А. Система генерирования электрической энергии постоянного тока на базе магнитоэлектрического генератора и активного выпрямителя. *Новосибирск: Научный вестник НГТУ*, 2015. Том 59. № 2. С. 43–58.
37. ГОСТ Р 54073-2017 Системы электроснабжения самолетов и вертолетов. Общие требования и нормы качества электроэнергии. М.: Стандартинформ, 2018. 36 с.
38. Балагуров В.А. Проектирование специальных электрических машин переменного тока. М.: Высш. шк., 1982. 272 с.
39. Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Bilyk A.A., Shihnenko M.O. Switched reluctance generator control system. *XXIV International Conference on Automated Control*. National university of life and environmental sciences of Ukraine, Kiev, September 13–15, 2017 p. K., 2017. P. 38–39.

40. Мазуренко Л.І., Шихненко М.О., Джура О.В., Білик О.А. Дослідження стартерного режиму вентиляно-індукторного стартер-генератора. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2020. № 3 (1357). С. 97–100.

41. Мазуренко Л.І., Джура О.В., Шихненко М.О., Білик О.А. Технічна реалізація та дослідження експериментального зразка вентиляно-індукторного стартер-генератора. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2020. Вип. 55. С 72–77.

42. Кхоа Н.К. Методика моделирования вентиляно-индукторных двигателей с помощью программ Elcut и Matlab Simulink. *Известия вузов. Электромеханика*. 2015. № 2 (544). С. 73–79.

43. Madonna V., Giangrande P., Galea M. Electrical Power Generation in Aircraft: Review, Challenges, and Opportunities. *IEEE Transactions on Transportation Electrification*. Sept. 2018, Vol. 4. Issue 3. P. 646–659.

44. Torrent M., Andrada P., Blanqué B., Martinez E., Perat J.I., Sanchez J.A. Method for estimating core losses in switched reluctance motors. *European Transactions on Electrical Power*. 2010. Vol. 21. Issue 1. P. 757–771.

45. Ткачук В.И. Математическая модель вентиляного реактивного двигателя. Режим доступа: <http://masters.donntu.org/2012/fkita/gladchenko/library/article3.html>

46. Толмачов С.Т., Власенко В.А., Бондаренко Н.С. Комбінований метод моделювання вентиляно-індукторного двигуна. *Вісник Кременчуцького державного університету імені М. Остроградського*. 2010. Вип. 4/2010 (63). Ч. 1. С. 163–166.

47. Антонов А.Е., Радимов И.Н., Рымша В.В. Сопоставительный анализ вентиляных двигателей с пассивным и активным ротором. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2005. № 1(10). С. 53–56.

48. Гребеников В.В. Сравнительный анализ вентиляных двигателей индукторно-реактивного типа и с постоянными магнитами на роторе. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2011. № 28. С. 70–75.

49. Бібік О.В., Мазуренко Л.І., Жуков Л.О. Дослідження квазістатичних режимів вентиляно-індукторних двигунів з періодичним навантаженням.

Електромеханічні та енергозберігаючі системи. Темат. вип. "Проблеми автоматизованого електропривода. Теорія і практика". 2012. № 3. С. 416–418.

50. Бібик О.В., Гребеніков В.В. Аналіз впливу магнітних систем на характеристики вентильно-реактивних та синхронно-реактивних двигунів. *Гідроенергетика України.* 2016. № 3. С. 47–50.

51. Карпович О.Я., Онищенко О.А. Компьютерное исследование динамических свойств вентильно-индукторного двигателя. *Електротехніка і електромеханіка.* 2003. № 4. С. 42–45.

52. Карпович О.Я., Онищенко О.А. Система управления вентильно-индукторным электродвигателем микрокомпрессора. *Електротехнічні та комп'ютерні системи.* 2011. № 3(79). С. 204–206.

53. Кузнецов В.А., Кузьмичев В.А. Вентильно-индукторные двигатели: учебн. пособ. М.: МЭИ, 2003. 70 с.

54. Мазуренко Л.І., Бібик О.В., Білик О.А., Жуков Л.О. Технічна реалізація та експериментальні дослідження вентильно-індукторного двигуна. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи.* Кременчук: КрНУ, 2013. Вип. 2/2013 (22). Ч. 2. С. 158–161.

55. Мазуренко Л.І., Гребеніков В.В., Джура О.В., Бібик О.В., Гамалія Р.В., Шихненко М.О. Електромеханічні перетворювачі енергії для систем електрогенерації та електропривода. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України.* 2019. Вип. 54. С. 64–74.

56. Mazurenko L.I., Shykhnenko M.O. Switched Reluctance Machines. *International scientific-practical conference of young scientists «BUILD-MASTER-CLASS-2017».* Kyiv National University of Construction and Architecture (Kyiv). 2017. P. 249–250.

57. Процына З.П. Параметризация геометрии вентильно-индукторного двигателя. *Электротехнические и компьютерные системы.* 2016. № 22 (98). С. 239–243.

58. Пуйло Г.В., Порайко А.С., Радимов И.Н., Рымша В.В. Влияние геометрических соотношений зубцовой зоны на электромагнитный момент вентильно-реактивного двигателя. *Вісник нац. ун-та «Львовська політехніка».*

Темат. вып. «Электроэнергетические и электромеханические системы». 2003. № 485. С. 112–117.

59. Радимов И.Н., Рымша В.В., Малеванный О.Е. Моделирование режимов работы вентильно-индукторного двигателя. *Електротехніка і електромеханіка*. 2002. № 2. С. 60–64.

60. Рисованный С.В., Финкельштейн В.Б. Проектирование вентильно-реактивных двигателей. Х.: ХНУГХ, 2004. 245 с.

61. Пахомин С.А., Крайнов Д.В. Реднов Ф.А., Коломейцев В.Л., Прокопец И.А., Макаров Л.Н. Сравнение энергетических характеристик вентильно-индукторного и асинхронного электроприводов мощностью 15 кВт. *Електричество*. 2017. № 1. С. 44–47.

62. Рымша В.В., Радимов И.Н. Радиальные силы в вентильно-реактивных электродвигателях. *Електротехніка і електромеханіка*. 2006. №1. С. 51–53.

63. Рымша В.В. Усовершенствованная цепно-полевая модель вентильно-реактивного двигателя. *Електротехніка і електромеханіка*. 2010. № 6. С. 24–26.

64. Рымша В.В., Радимов И.Н., Процына З.П., Кравченко П.А. Сопоставительный анализ энергетических свойств вентильно-реактивных двигателей с различным числом фаз. *Електротехніка і електромеханіка*. 2010. № 6. С. 39–41.

65. Ткачук В.І. Електромеханотроніка: підруч. Львів: Нац. ун-т «Львівська політехніка», 2006. 440 с.

66. Петрушин А.Д. Оптимизация активной части вентильно-индукторного двигателя методом Нелдера-Мида. *Изв. Томского политех. ун-та. Инженеринг георесурсов*. 2016. Т. 324. № 6. С. 83–92.

67. Wang S., Hu Z. and Cui X. Research on Novel Direct Instantaneous Torque Control Strategy for Switched Reluctance Motor. *IEEE Access*. 2020. Vol.8. P. 66910–66916.

68. Shoujun Song, Weiguo Liu, Peitsch Dieter, Schaefer Uwe. Detailed Design of a High Speed Switched Reluctance Starter/Generator for More. *All Electric Aircraft, Chinese Journal of Aeronautics*. 2010. Vol. 23. Issue 2. P. 216–226.

69. MacMinn S.R., Jones W.D. A Very High Speed Switched-Reluctance Starter-Generator for Aircraft Engine Applications. *Proceedings of NAECON-89*. Dayton, OH, 22–26 May 1989.
70. MacMinn S. R. and Sember J. W. Control of a switched-reluctance aircraft engine starter-generator over a very wide speed range. Proceedings of the 24th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference. Washington, DC, USA. 1989. Vol.1. P. 631–638.
71. Radun A., Pulison J., Sanza P. Switched-Reluctance Starter/Generator SAE Technical Paper Series, California. 5–8 October 1992.
72. Zhang Z., Rao S. and Zhang X. Performance prediction of switched reluctance motor using improved generalized regression neural networks for design optimization. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. Dec. 2018. Vol. 2. No. 4. P. 371–376.
73. Ma M., Wang Z., Yang Q., Yang S. and Zhang X. Vector control strategy of a T-type three-level converter driving a switched reluctance motor. *Chinese Journal of Electrical Engineering*. Dec. 2019. Vol. 5. No. 4. P. 15–21.
74. Wu J., Sun X. and Zhu J. Accurate torque modeling with PSO-based recursive robust LSSVR for a segmented-rotor switched reluctance motor. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. June 2020. Vol. 4. No. 2. P. 96–104.
75. De Castro Teixeira V. S., Barros T. A. D. S., Moreira A. B. and Filho E. R. Methodology for the Electromagnetic Design of the Axial-Flux C-Core Switched Reluctance Generator. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 65463–65473.
76. Zhu Y., Wu H. and Zhang J. Regenerative Braking Control Strategy for Electric Vehicles Based on Optimization of Switched Reluctance Generator Drive System. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 76671–76682.
77. Bayless J., Kurihara N., Sugimoto H. and Chiba A. Acoustic Noise Reduction of Switched Reluctance Motor With Reduced RMS Current and Enhanced Efficiency. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. June 2016. Vol. 31. No. 2. P. 627–636.
78. Klein-Hessling A., Burkhart B. and De Doncker R. W. Active source current filtering to minimize the DC-link capacitor in switched reluctance drives. *CPSS Transactions on Power Electronics and Applications*. March 2019. Vol. 4. No. 1. P. 62–71.

79. Hu Y., Gan C., Cao W., Zhang J., Li W. and Finney S. J. Flexible Fault-Tolerant Topology for Switched Reluctance Motor Drives. *IEEE Transactions on Power Electronics*. June 2016. Vol. 31. No. 6. P. 4654–4668.
80. Wang S., Hu Z. and Cui X. Research on Novel Direct Instantaneous Torque Control Strategy for Switched Reluctance Motor. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 66910–66916.
81. Zhao E., Song S., Ma Z., Zhang X., Ning L. and Liu Y. Design and initial testing of an integrated switched reluctance starter/generator system for unmanned aerial vehicle. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*, Dec. 2018. Vol. 2. No. 4. P. 377–383.
82. Ma M., Chang Z., Hu Y., Li F., Gan C. and Cao W. An Integrated Switched Reluctance Motor Drive Topology With Voltage-Boosting and On-Board Charging Capabilities for Plug-In Hybrid Electric Vehicles (PHEVs). *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 1550–1559.
83. Gupta T. D., Chaudhary K., Elavarasan R. M., Saket R. K., Khan I. and Hossain E. Design Modification in Single-Tooth Winding Double-Stator Switched Reluctance Motor for Torque Ripple Mitigation. *IEEE Access*.
84. Burkhart B., Klein-Hessling A., Ralev I., Weiss C. P. and De Doncker R. W. Technology, research and applications of switched reluctance drives. *CPSS Transactions on Power Electronics and Applications*, 2017. Vol. 2. No. 1. P. 12–27.
85. Zaghari B., Stuikys A., Weddell A. S. and Beeby S. Efficient Energy Conversion in Electrically Assisted Bicycles Using a Switched Reluctance Machine Under Torque Control. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 202401–202411.
86. Memon A., Shah S. A., Shah W., Baloch M. H., Kaloi G. S and Mirjat N. H. A Flexible Mathematical Model for Dissimilar Operating Modes of a Switched Reluctance Machine. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 9643–9649.
87. Ling X., Li B., Gong L., Huang Y. and Liu C. Simulation of Switched Reluctance Motor Drive System Based on Multi-Physics Modeling Method. *IEEE Access*. 2017. Vol. 5. P. 26184–26189.

88. Gouda E. and Salah M. H. A proposed design, implementation and control of doubly fed switched reluctance motor. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. March 2019. Vol. 3. No. 1. P. 101–106.
89. Dos Santos Barros T. A., Dos Santos Neto P. J., De Paula M. V., Moreira A. B., Nascimento Filho P. S. and Ruppert Filho E. Automatic Characterization System of Switched Reluctance Machines and Nonlinear Modeling by Interpolation Using Smoothing Splines. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 26011–26021.
90. Zhu Y., Zhao C., Zhang J. and Gong Z. Vibration Control for Electric Vehicles With In-Wheel Switched Reluctance Motor Drive System. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 7205–7216.
91. Huang Y., Huang F., Yuan Y., Yang F. and Xie K. Design and Analysis of a Novel Bearingless Segmented Switched Reluctance Motor. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. P. 94342–94349.
92. Pires V. F., Cordeiro A., Foito D., Pires A. J., Martins J. and Chen H. A Multilevel Fault-Tolerant Power Converter for a Switched Reluctance Machine Drive. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 21917–21931.
93. Cabezuelo D., Kortabarria I., Andreu J., Ugalde U., Blanqué B. and Andrada P. Synchronized Switching Modulation to Reduce the DC-Link Current in SRM Drives. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 57849–57858.
94. Gan C., Wu J., Sun Q., Kong W., Li H. and Hu Y. A Review on Machine Topologies and Control Techniques for Low-Noise Switched Reluctance Motors in Electric Vehicle Applications. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 31430–31443.
95. Gargalis L. et al. Additive Manufacturing and Testing of a Soft Magnetic Rotor for a Switched Reluctance Motor. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 206982–206991.
96. Guan M., Liu C., Han S. and Sun X. Analysis of Midpoint Current Characteristics for Novel Six-Phase N+2 Power Converter in Different Working Condition. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 105104–105117.
97. Zhu Y., Jia Y. and Wu H. Modeling, Simulation and Experimental Verification of Four-Phase 8/6 Switched Reluctance Motor Considering Interactive Excitation. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 70411–70419.

98. Wang F. Li, H., Zhang F. and Zhang H. Comprehensive analysis of suspending force for improved bearingless switched reluctance motor with permanent magnets in stator yoke. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. Dec. 2018. Vol. 2. No. 4. P. 348–354.
99. Guo X., Zhong R., Zhang M., Ding D. and Sun W. Improved model of radial vibration in switched reluctance motor including magnetic saturation. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. Dec. 2018. Vol. 2. No. 4. P. 363–370.
100. Ahn J. and Lukman G. F. Switched reluctance motor: Research trends and overview. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. Dec. 2018. Vol. 2. No. 4. P. 339–347.
101. Peng W., Gyselinck J., Ahn J. and Lee D. Torque sharing function control of switched reluctance machines with reduced current sensors. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. Dec. 2018. Vol. 2. No. 4. P. 355–362.
102. Dos Santos F. L. M., Anthonis J., Naclerio F., Gyselinck J. J. C., Van der Auweraer H. and Góes L. C. S. Multiphysics NVH Modeling: Simulation of a Switched Reluctance Motor for an Electric Vehicle. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*. Jan. 2014. Vol. 61. No. 1. P. 469–476.
103. Gan C., Chen Y., Qu R., Yu Z., Kong W. and Hu Y. An Overview of Fault-Diagnosis and Fault-Tolerance Techniques for Switched Reluctance Machine Systems. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. P. 174822–174838.
104. Han S., Liu C., Sun X., Diao K. and Wu J. Investigation of Static Characteristics in Six-Phase Switched Reluctance Motors under Different Winding Connections. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. P. 71174–71184.
105. Xu B., Xiang C., Qin Y., Ding P. and Dong M. Semi-Active Vibration Control for in-Wheel Switched Reluctance Motor Driven Electric Vehicle With Dynamic Vibration Absorbing Structures: Concept and Validation. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 60274–60285.
106. Watthewaduge G., Sayed E., Emadi A. and Bilgin B. Electromagnetic Modeling Techniques for Switched Reluctance Machines: State-of-the-Art Review. *IEEE Open Journal of the Industrial Electronics Society*. 2020. Vol. 1. P. 218–234.

107. Wu T., Li W., Ni K., Song S. and Alkahtani M. Modular Tri-Port Converter for Switched Reluctance Motor based Hybrid Electrical Vehicles. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. P. 15989–15998.
108. Li Z., Yu X., Qian Z., Wang X., Xiao Y. and Sun H. Generation Characteristics Analysis of Deflection Type Double Stator Switched Reluctance Generator. *IEEE Access*. 2020. Vol. 8. P. 196175–196186.
109. Zhao X., Xu A. and Zhang W. Research on DTC system with variable flux for switched reluctance motor. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. 2017. Vol. 1. No. 2. P. 199–206.
110. Xu A., Shang C., Chen J., Zhu J. and Han L. A New Control Method Based on DTC and MPC to Reduce Torque Ripple in SRM. *IEEE Access*. 2019. Vol. 7. P. 68584–68593.
111. Sun Q., Wu J., Gan C., Shi C. and Guo J. DSSRM Design With Multiple Pole Arcs Optimization for High Torque and Low Torque Ripple Applications. *IEEE Access*. 2018. Vol. 6. P. 27166–27175.
112. Sun W., Li Q., Liu K. and Li L. Design and analysis of a novel rotor-segmented axial-field switched reluctance machine. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. September 2017. Vol. 1. No. 3. P. 238–245.
113. Ma M., Yuan K., Yang Q. and Yang S. Open-circuit fault-tolerant control strategy based on five-level power converter for SRM system. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. June 2019. Vol. 3. No. 2. P. 178–186.
114. Zhu Z. Q., Chu W. Q. and Guan Y. Quantitative comparison of electromagnetic performance of electrical machines for HEVs/EVs. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. March 2017. Vol. 1. No. 1. P. 37–47.
115. Xiao L., Sun H., Gao F., Hou S. and Li L. A new diagnostic method for winding short-circuit fault for srm based on symmetrical component analysis. *Chinese Journal of Electrical Engineering*. March 2018. Vol. 4. No. 1. P. 74–82.
116. He Y., Tang Y., Lee D. and Ahn J. Suspending control scheme of 8/10 bearingless SRM based on adaptive fuzzy PID controller. *Chinese Journal of Electrical Engineering*. Dec. 2016. Vol. 2. No. 2. P. 60–67.

117. Aiso K. and Akatsu K. High speed SRM using vector control for electric vehicle. *CES Transactions on Electrical Machines and Systems*. March 2020. Vol. 4. No. 1. P. 61–68.

ДОДАТОК А

Список публікацій здобувача

1. Мазуренко Л.І., Бібік О.В., Білик О.А., Шихненко М.О. Моделювання режимів та регулювання частоти обертання вентильно-індукторного двигуна з перетворювачем із С–скиданням і коливальним поверненням енергії при зміні кутів комутації. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2016. № 2 (1194). С. 64–69.
2. Мазуренко Л.І., Шихненко М.О., Джура О.В., Білик О.А. Процеси збудження від акумуляторної батареї та вплив параметрів на робочі характеристики вентильно-індукторного генератора. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х. : НТУ «ХПІ», 2019. № 1 (1225). С. 116–120.
3. Шихненко М.О., Мазуренко Л.І., Джура О.В., Білик О.А. Перехідні процеси та якість електроенергії автономного вентильно-індукторного генератора. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи. Щоквартальний науково-виробничий журнал*. Кременчук: КрНУ, 2019. Вип. 1/2019 (45). С. 57–63.
4. Bibik O.V., Mazurenko L.I., Shykhnenko M.O. Formation of characteristics of operating modes of switched reluctance motors with periodic load. *Electrical engineering & electromechanics*. 2019. No. 4. P. 12–16. (**Web of Science**)
5. Мазуренко Л.І., Гребеніков В.В., Джура О.В., Бібік О.В., Гамалія Р.В., Шихненко М.О. Електромеханічні перетворювачі енергії для систем електрогенерації та електропривода. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2019. Вип. 54. С. 64–74.
6. Мазуренко Л.І., Шихненко М.О., Джура О.В., Білик О.А. Дослідження стартерного режиму вентильно-індукторного стартер-генератора. *Вісник Національного технічного університету "ХПІ". Зб. наук. пр. Серія: Електричні машини і електромеханічне перетворення енергії*. Х.: НТУ «ХПІ», 2020. № 3 (1357). С. 97–100.

7. Мазуренко Л.І., Джура О.В., Шихненко М.О., Білик О.А. Технічна реалізація та дослідження експериментального зразка вентильно-індукторного стартер-генератора. *Праці Ін-ту електродинаміки НАН України*. 2020. Вип. 55. С 72–77.

8. Мазуренко Л.І., Бібик О.В., Білик О.А., Шихненко М.О., Клименко В.Г. Спосіб стабілізації частоти обертання вала вентильно-індукторного двигуна: пат на корисну модель UA 107247 України: МПК H02P 6/08, H02P 8/12, H02K19/06. № u 2015 12131; заявл. 07.12.2015; опубл. 25.05.2016, Бюл. № 10.

Продовж. дод. А

Апробація результатів дисертації

Основні положення роботи викладено та обговорено на науково-технічних конференціях:

1. Shykhnenko M.O., Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Bilyk O.A. Mathematical Model, Research and Improvement of the Switched Reluctance Generator Voltage Stabilization Methods. *IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS)* (Kharkiv, 10-14 September 2018. Kharkiv: National Technical University “Kharkiv Polytechnic Institute”, 2018. P. 338–342, форма участі – усна доповідь та стаття) (**Scopus**).
2. Mazurenko L.I., Dzhura O.V., Bilyk A.A., Shihnenko M.O., Switched Reluctance Generator **Control** System. *Automation–2017: XXIV International Conference on Automated Control»* (Kyiv, September 13 – 15, 2017. Kyiv: National University of Life and Environmental Sciences of Ukraine, 2017. P. 38–39, форма участі – публікація тез).
3. Mazurenko L.I., Shykhnenko M.O. Switched Reluctance Machines. *International scientific-practical conference of young scientists «BUILD-MASTER-CLASS-2017»* (Kyiv, 28.11 – 01.12, 2017. Kyiv: Kyiv National University of Construction and Architecture, 2017. P. 249–250, форма участі – усна доповідь та публікація тез).

ДОДАТОК Б

Акти впровадження результатів дисертаційної роботи

«ЗАТВЕРДЖУЮ»

Проректор з навчально-методичної
роботи
Київського національного університету
будівництва і архітектури, професор



Г.М. Тонкачєєв

АКТ

про використання результатів дисертаційної роботи
Шихненко Максима Олеговича «Стартер-генератор підвищеної
енергоефективності на основі вентильно-індукторної машини»,
представленої на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Даним актом підтверджується, що результати дисертаційної роботи Шихненко М.О. використовуються кафедрою електротехніки та електроприводу при викладанні дисциплін «Електротехніка і електромеханіка» та «Електричні машини» студентам спеціальності 151 «Автоматизоване управління технологічними процесами» та 141 «Електромеханічні системи автоматизації та електропривод».

Розроблені дисертантом математичні моделі і алгоритми керування стартер-генераторів на основі вентильно-індукторних машин використовуються в навчальному процесі як приклад дослідження таких машин за допомогою польових методів та методів електричних кіл, розробки систем керування автоматизованих електромеханічних комплексів, побудованих на основі електричних машин неklasичного типу, та при виборі тем дипломних проектів і магістерських робіт і їх виконанні.

Декан факультету автоматизації
і інформаційних технологій

І.В. Русан

Завідувач кафедри
електротехніки та електроприводу

Л.І. Мазуренко

ЗАТВЕРДЖУЮ

Перший проректор

Національного технічного

університету України

«Київський політехнічний інститут

імені Ігоря Сікорського»,

акад. НАН України, д.т.н., проф.

Юрій ЯКИМЕНКО

2021 р.

**АКТ ВПРОВАДЖЕННЯ**

результатів дисертаційної роботи

Шихненка Максима Олеговича у навчальний процес КПІ імені Ігоря Сікорського

Ми, що нижче підписалися, Голова методичної комісії ІЕЕ КПІ ім. Ігоря Сікорського А.Л. Ган, завідувач кафедри електромеханічного обладнання енергоємних виробництв Шевчук С.П., заступник завідувача кафедри електромеханічного обладнання енергоємних виробництв з наукової роботи Лістовщик Л.К. склали цей акт про те, що результати наукових досліджень за темою кандидатської дисертаційної роботи Шихненка Максима Олеговича «Стартер-генератор підвищеної енергоефективності на основі вентильно-індукторної машини» використовуються у навчальному процесі Інституту енергозбереження і енергоменеджменту КПІ імені Ігоря Сікорського на кафедрі електромеханічного обладнання енергоємних виробництв.

Найменування впровадженого результату	Форма впровадження та досягнутий фактичний ефект
Теоретичні положення, математичні і імітаційні моделі, алгоритми розрахунку і принципи керування вентильно-індукторних машин при їх використанні в якості стартер-генераторів.	Матеріали дисертаційної роботи впроваджені у вигляді лекційного та практичного матеріалу під час читання курсу «Машино-вентильні системи технологічних комплексів», що дозволяє розширити спектр знань студентів. Вони також використовуються студентами під час виконання дипломних проектів і магістерських робіт.

Заступник завідувача кафедри
електромеханічного обладнання
енергоємних виробництв з наукової роботи,
к.т.н., доц.

Леонід ЛІСТОВЩИК

Завідувач кафедри
електромеханічного обладнання
енергоємних виробництв,
д.т.н., проф.

Степан ШЕВЧУК

Голова методичної комісії ІЕЕ
к.т.н., доц.

Анатолій ГАН

ДОДАТОК В

Розрахунок геометричної конфігурації та магнітного поля вентиляно-індукторної машини

1 Проектування геометрії вентиляно-індукторної машини

На цьому етапі оцінюється можливість виконання машини в заданих габаритах і з заданими технічними характеристиками, визначаються її головні розміри і компоновка, оцінюються техніко-економічні показники та інші фактори, необхідні для прийняття рішення про доцільність її виготовлення.

Алгоритм ескізного проектування заснований на спрощеному розрахунку перехідного процесу на циклі комутації фази ВІМ. При його складанні прийняті наступні припущення:

- взаємний вплив фаз не враховується;
- комутація вважається миттєвою, включення фази відбувається в момент суміщення осі її полюсів з віссю міжполюсного простору ротора;
- насичення сталі не враховується, магнітна проникність нескінченно велика;
- приймається наближена кусочно-лінійна апроксимація кривої магнітної провідності повітряного зазору;
- втрати в осердях магнітопроводу враховуються наближено.

Вихідними даними для проектування ВІМ (режим двигуна) служать номінальні потужність на валу $P_{ном}$, частота обертання $n_{ном}$, напруга джерела постійного струму U_d . Для проектування також задаються: число фаз m , зовнішній діаметр статора D_a , число полюсів статора і ротора Z_S і Z_R та ін. В результаті отримуємо геометричну конфігурацію ІМ, параметри обмотки (діаметр проводу d_{np} , коефіцієнт заповнення міддю $k_{зм}$, число витків W_k , опір фази статора R_ϕ), орієнтовне значення втрат та ККД двигуна.

2 Розрахунок магнітного поля вентильно-індукторної машини методами скінченних елементів

За відомої геометрії та параметрів обмотки ВІМ, для отримання залежностей $L_\phi = f(\theta_\phi, i_\phi)$ виконується розрахунок магнітного поля машини методом скінченних елементів. Одним з варіантів такого розрахунку є вирішення задачі магнітостатичного поля.

Магнітний векторний потенціал $A_z(x, y)$ визначається за рівнянням поля

$$J_z(x, y) = \nabla \times \left(\frac{1}{\mu_r \mu_0} (\nabla \times A_z(x, y)) \right), \quad (\text{B.1})$$

де $J_z(x, y)$ – поле густини постійного струму, що протікає в напрямку передачі;

$A_z(x, y)$ – z -компонента магнітного векторного потенціалу;

μ_r – відносна магнітна проникність матеріалу;

μ_0 – магнітна проникність вакууму ($\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$).

Для заданого $J_z(x, y)$ розраховується магнітний векторний потенціал у всіх точках простору. В загальному випадку J та A являються векторами. Однак для спрощення можна зробити допущення що J має лише z -компоненту. Як наслідок A має також лише z -компоненту, тому обидві величини можна розглядати в якості скалярних.

Для магнітостатичного поля теорема про циркуляцію вектора магнітного поля приймає наступний вигляд

$$\nabla \times H = J, \quad (\text{B.2})$$

де H – напруженість магнітного поля, яка визначається через індукцію

$$H = \frac{B}{\mu_r \mu_0}. \quad (\text{B.3})$$

Таким чином рівняння (B.2) можна представити як

$$\nabla \times \left(\frac{B}{\mu_r \mu_0} \right) = J. \quad (\text{B.4})$$

Відповідно закону Гауса для магнітного поля відомо, що оскільки силові лінії магнітного поля замкнуті, то не існує магнітних зарядів

$$\nabla \times B = 0. \quad (B.5)$$

Ротор векторного потенціалу рівний магнітній індукції

$$B = \nabla \times A. \quad (B.6)$$

Згідно (B.2) рівняння (B.6) можна записати як

$$\nabla \times \left(\frac{1}{\mu_r \mu_0} \nabla \times A \right) = J. \quad (B.7)$$

Дане рівняння вирішується методом скінченних елементів. Після розрахунку $A_z(x,y)$, густину магнітного потоку (індукцію) B та напруженість магнітного поля H можна визначити зі співвідношень (B.6) та (B.3).

Для розрахунку матриці індуктивності виконується послідовність магнітостатичних розрахунків. В кожному з цих розрахунків струм протікає лише в одному провіднику контура, котрий складається з прямого та зворотного провідників (симетрично розташованих відносно полюса статора). Струм повертається по зворотному провіднику. В інших контурах струм не тече.

Для n -провідної системи автоматично виконується n послідовностей розрахунків поля. Енергія, що зберігається в магнітному полі, яке об'єднує два провідника

$$W_{ij} = \frac{1}{2} LI^2 = \frac{1}{2} \int_V B_i H_j dV, \quad (B.8)$$

де W_{ij} – енергія, накопичена в магнітному полі зв'язує провідник i з провідником j ;

I – струм в провіднику i ;

B_i – індукція провідника i ;

H_j – напруженість магнітного поля провідника j .

Індуктивність зв'язаних провідників i та j відповідно

$$L_{ij} = \frac{2W_{ij}}{I^2} = \frac{1}{I^2} \int_V B_i H_j dV. \quad (B.9)$$

Для провідників з декількома витками величина індуктивності L визначається

як

$$L = W_{\kappa}^2 L_{ij}, \quad (\text{B.10})$$

де W_{κ} — кількість витків котушки.

ДОДАТОК Г

Втрати в електричній машині

3 Електричні втрати

Втрати в електричних машинах відносно невеликі. Однак, якщо розрахувати їх абсолютну величину, то мова йде про велику кількість невикористаної енергії. Крім того, оскільки енергія втрат викликає нагрів машини, то кожний відсоток невикористаної енергії призводить до ускладнення системи охолодження, що збільшує масу та вартість машини.

Разом з тим, достеменно відомо, що неможливо побудувати електричну машину, в якій електромеханічне перетворення енергії здійснювалось би без втрат. Зокрема відсутність втрат неможлива через присутність в обмотках активного опору. Електричні втрати викликають нагрів обмоток статорів і роторів за рахунок струмів, що по них проходять.

Як відомо, втрати в обмотках визначаються наступним чином

$$P_a = m i_{\phi}^2 R_{\phi}. \quad (\text{Г.1})$$

В динамічних режимах роботи генератора, при нерівномірному його навантаженні, або в стартерному режимі більш доцільно використовувати наступний вираз

$$P_a = \sum_{n=1}^m i_{\phi(n)}^2 R_{\phi}. \quad (\text{Г.2})$$

Незалежно від режиму роботи ВІМ вплив їх електричних втрат на протікання електромеханічних процесів враховується введенням в рівняння електричної рівноваги (2.1) падіння напруги $i_{\phi} R_{\phi}$ на опорі обмотки фази.

За одного і того ж значення фазного струму втрати в обмотках електричної машини визначаються їх опором. Величина активного опору фазної обмотки залежить лише від перетину, довжини та матеріалу проводу з якого вона була намотана.

Відсутність перехідних контактів (щітки – колектор або щітки – контактні кільця), обмоток на роторі, скін-ефекту (в фазі протікає постійний струм) та мала величина лобових частин обмотки на статорі дозволяють в ВІМ досягти значно меншої величини опору обмотки в порівнянні з класичними типами електричних машин.

4 Механічні втрати

Механічні втрати складаються з втрат у підшипниках, вентиляційних та аеродинамічних втрат.

Втрати на вентиляцію залежать від конструкції та типу вентиляції. В залежності від того вбудовується вентилятор в конструкцію машини, чи застосовується зовнішній вентилятор, формули визначення втрат різняться. Для зовнішнього вентилятора вентиляційні втрати визначаються спожитою електроенергією (у випадку електричного приводу), гідравлічною (у випадку гідроприводу) чи пневматичною енергією (у випадку пневмоприводу). Для відомої конструкції вентиляційні втрати вбудованого вентилятора можуть бути розраховані за об'ємом поданого повітря та окружній швидкості лопатей вентилятора [22,26].

Втрати у підшипниках залежать від навантаження на них, обумовленого вагою ротора та радіальним зусиллям, діючим на кінець валу. Максимум втрат виникає при однаковому напрямі дій цих двох чинників, мінімум – при їх протилежній дії [21].

Визначаючи радіальне зусилля на кінець валу, при сполучення ВІМ з приводним двигуном (режим генератора) або з робочим механізмом (режим двигуна) за допомогою пружної муфти, і припускаючи, що навантаження на підшипники визначається як середнє арифметичне між максимальним та мінімальним, втрати в підшипниках можна визначити наступним чином [21]:

$$P_{nu} = 3.75 \cdot 10^{-4} \omega (|0.5G_R + F_1| + |0.5G_R - F_1| + |0.5G_R + F_2| + |0.5G_R - F_2|), \quad (\Gamma.3)$$

де G_R – вага ротора, Н;

$F_1 = F_{Rk}(1+l+a)$, $F_2 = F_{Rk}(l+a)$ – відповідно реакції на радіальне зусилля F_{Rk} у передньому та задньому підшипниках;

l та a відповідно геометричні параметри консолі валу (довжина) та місця для встановлення підшипника.

5 Магнітні втрати

В процесі роботи в сталі машини спостерігається періодичне перемагнічування, що призводить до втрат електромагнітної енергії. Ці втрати складаються з втрат на гістерезис та на вихрові струми.

Втрати на гістерезис на одиницю маси при змінному перемагнічуванні виражаються формулою Штейнметца

$$P_z = C_z f B^\alpha, \quad (\Gamma.4)$$

де C_z – стала, що залежить від марки сталі; f – частота перемагнічування; B – найбільше значення магнітної індукції та α – експериментально визначена ступінь при індукції B .

Втрати на вихрові струми на одиницю маси виражаються в вигляді

$$P_{ex} = C_{ex} f^2 B^2, \quad (\Gamma.5)$$

де C_{ex} – стала, що залежить від марки сталі.

Формули (Г.4) та (Г.5) зазвичай записують в наступному вигляді

$$P_z = \sigma_z \left(\frac{f}{100}\right) B^2, \quad (\Gamma.6)$$

та

$$P_{ex} = \sigma_{ex} \left(\frac{f}{100}\right)^2 B^2, \quad (\Gamma.7)$$

де втрати P_z та P_{ex} виражаються в Вт/кг, індукція B – в Тл; значення коефіцієнтів σ_z та σ_{ex} – експериментально визначаються для кожної марки сталі окремо.

Звідси, сумарні питомі втрати в сталі складають

$$P_n = \sigma_z \left(\frac{f}{100}\right) B^2 + \sigma_{ex} \left(\frac{f}{100}\right)^2 B^2. \quad (\Gamma.8)$$

В електричних машинах дійсні втрати в сталі завжди більше втрат, розрахованих за формулами (Г.6) та (Г.7). Це пояснюється впливом обробки і збірки

листів активної сталі: збільшення втрат на гістерезис внаслідок утворення «наклепа» в процесі штамповки та різки листів; збільшення втрат на вихрові струми внаслідок утворення «задирок» при збірці пакетів або внаслідок пошкодження ізоляції листів при пресовому з'єднанні пакетів під сильно надмірним тиском, тощо [22].

Збільшення втрат в сталі внаслідок впливу причин технологічного характеру не піддається розрахунку. Тому в формули (Г.6) та (Г.7) вводять поправочні коефіцієнти, встановлені експериментально [22].

ДОДАТОК Д

Імітаційні моделі вентильно-індукторного стартер-генератора

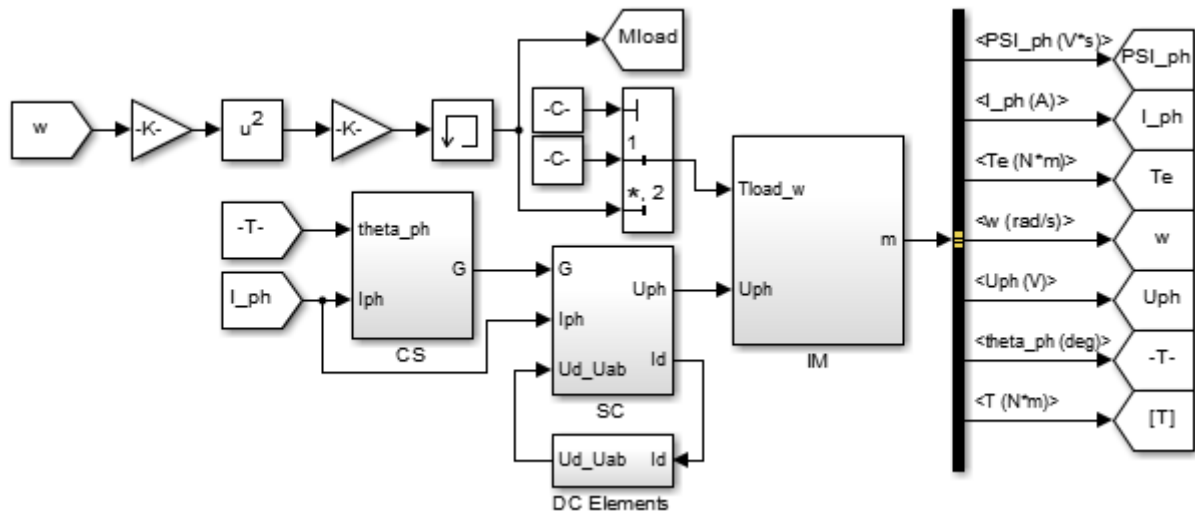
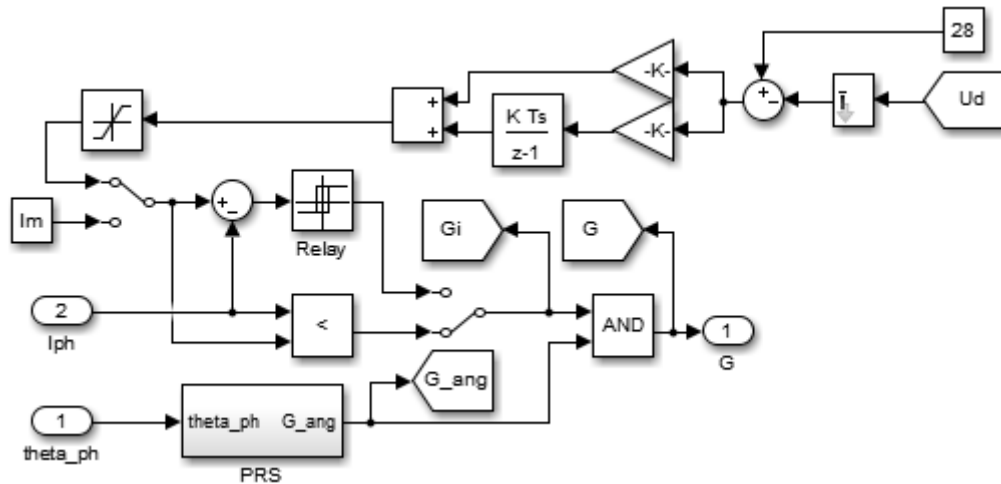
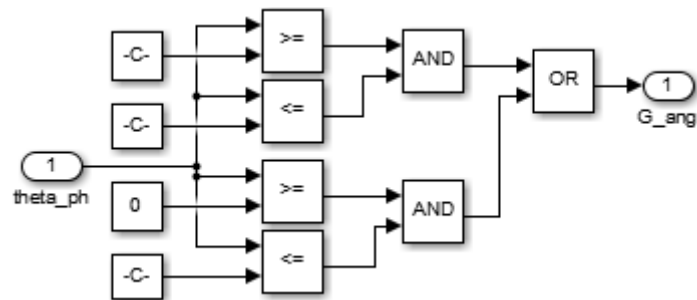


Рисунок Д.1 Імітаційна модель вентильно-індукторного стартер-генератора



а



б

Рисунок Д.2 Блоки імітаційної моделі ВІСтГ: а) системи керування (CS); б) датчика положення ротора (PRS)

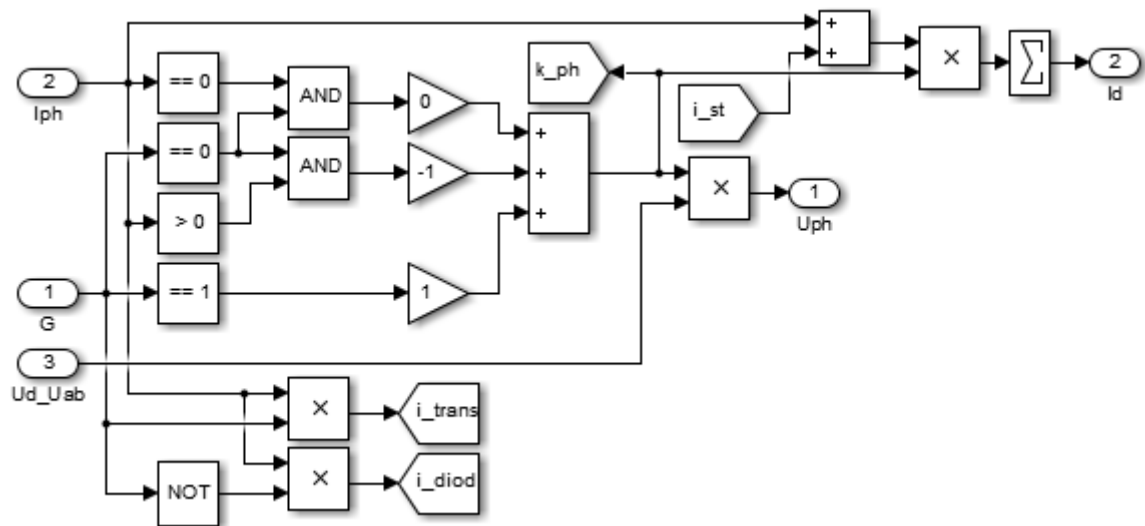


Рисунок Д.3 Імітаційна модель вентильного перетворювача (SC)

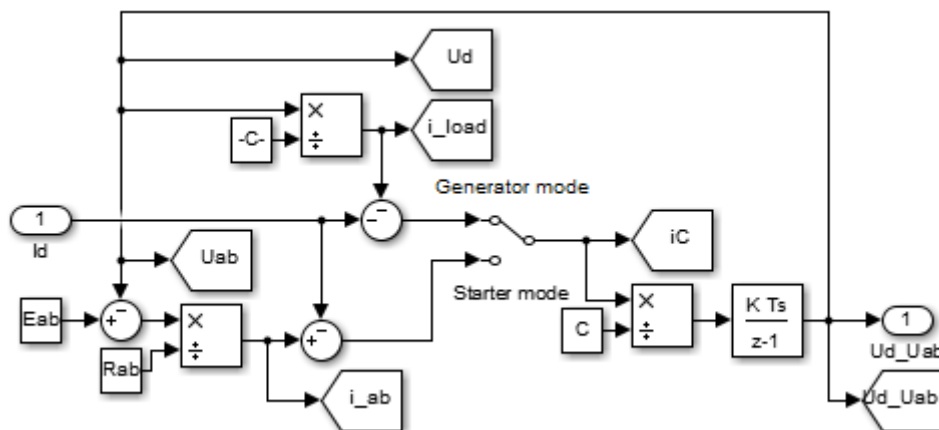
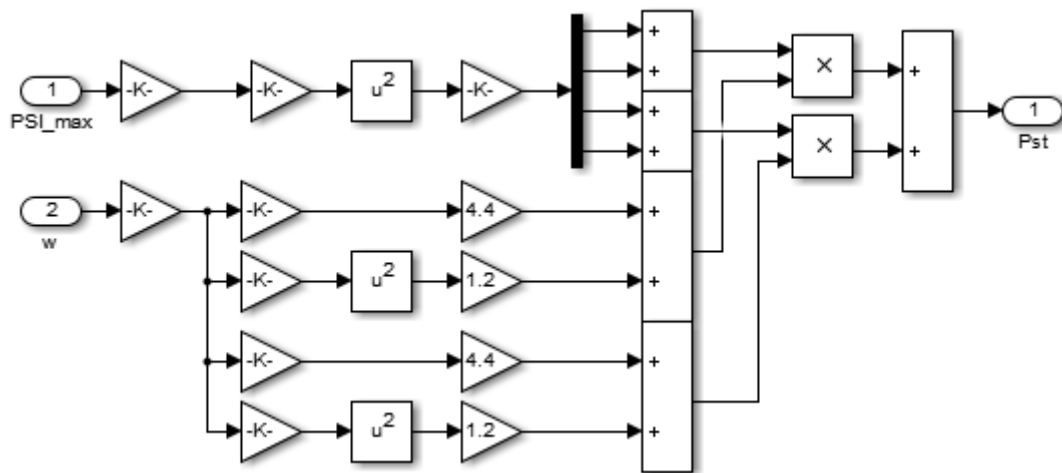
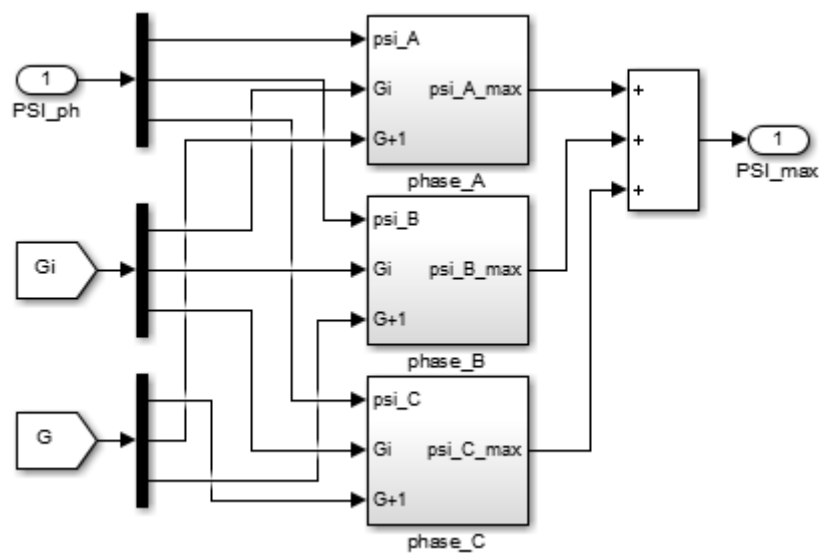


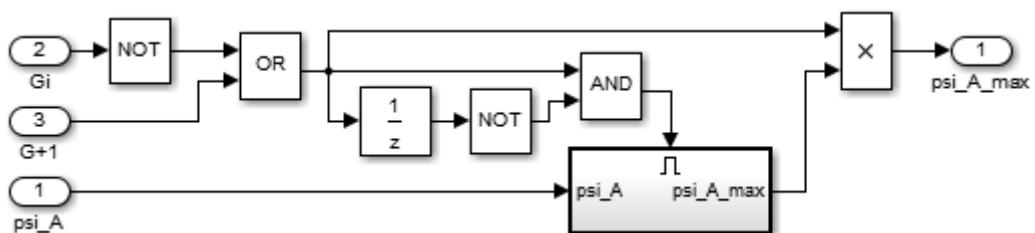
Рисунок Д.4 Імітаційна модель елементів кола постійного струму (DC Elements)
вентильно-індукторного стартер-генератора



а



б



в

Рисунок Д.7 Блоки розрахунку магнітних втрат імітаційної моделі індукторної машини ВІСтГ: а) блок розрахунку магнітних втрат (Pst); б) визначення максимального потокозчеплення (PSI_max); в) максимального значення потокозчеплення фази А (phase_A)

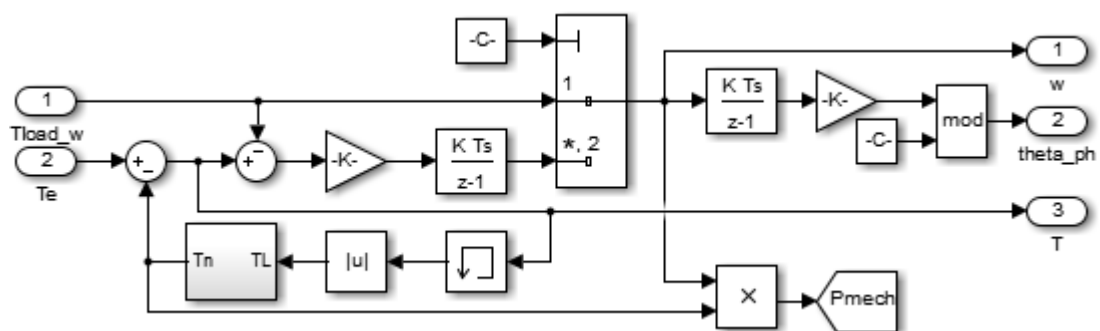


Рисунок Д.8 Блок (Mechanic) імітаційної моделі індукторної машини ВІСтГ

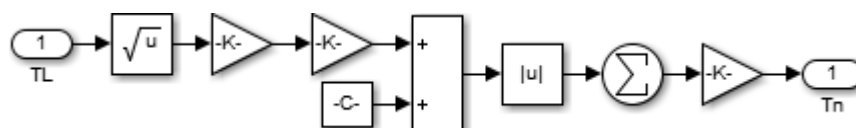


Рисунок Д.9 Блок розрахунку механічних втрат імітаційної моделі індукторної машини ВІСтГ