

## Вдосконалення моделі асинхронного тягового двигуна для роботи з несиметричними обмотками статора

С. О. Гулак, Б. Г. Любарський, С. Ю. Сапронова, В. П. Ткаченко, Є. С. Рябов, М. Л. Глебова

*Проведений аналіз умов експлуатації асинхронних тягових двигунів у складі тягових електроприводів електровозів показав, що їх живлення здійснюється від автономних інверторів напруги з несиметричною несинусоїдальною напругою. Встановлено, що в процесі експлуатації в асинхронному двигуні можуть виникнути дефекти, які викликають несиметричні режими статора двигуна. Запропоновано модель асинхронного двигуна з врахуванням зміни величин взаємних індуктивностей фаз та повної індуктивності кола намагнічування від зміни геометричних розмірів обмотки, викликані тим чи іншим дефектом. Запропоновано алгоритм врахування насичення магнітопроводу електродвигуна.*

*Такий підхід до моделювання асинхронного двигуна є важливим тому, що при ушкодженні однієї з обмоток статора, відбувається зміна її геометрії. Це призводить до зміни взаємних індуктивностей фаз і повної індуктивності кола намагнічування. Існуючі підходи до моделювання асинхронного двигуна не дозволяють в повній мірі враховувати ці зміни.*

*В результаті моделювання отримані пускові характеристики для неушкодженого і ушкодженого двигуна. Порівняння результатів моделювання для неушкодженого двигуна з паспортними даними показали, що похибка визначення контрольованих параметрів не перевищила 5%. Отримані результати моделювання для ушкодженого двигуна показали, що характер зміни контрольованих параметрів не суперечать результатам, наведеним в роботах інших авторів. Розбіжність у визначенні ступеню змін контрольованих параметрів не перевищила 10%. Це свідчить про високу достовірність результатів моделювання.*

*Запропонована модель асинхронного електродвигуна може бути застосована для дослідження електромагнітних процесів, що відбуваються в електродвигуні під час його експлуатації в складі тягового приводу електровозів.*

*Ключові слова: асинхронний тяговий двигун, тяговий привод електровозу, несиметрія обмоток, насичення магнітопроводу.*

### 1. Вступ

Оптимальне керування електрорухомим складом залізниць неможливе без оптимального керування всіма його компонентами [1, 2]. Експлуатація електрорухомого складу пов'язана з великим електроспоживанням, тому задача зменшення втрат в його системах, а найперше – у тяговому електроприводі, є актуальною [3, 4].

З метою визначення шляхів зменшення втрат в тяговому електроприводі слід дослідити електродинамічні процеси в його компонентах. Дослідження

електродинамічних процесів в тяговому електроприводі електрорухомого складу вимагає розробки його імітаційної моделі, яка дозволяє визначати з високою точністю ті чи інші його параметри [5].

На сучасному рухомому складі в якості тягових електродвигунів широке застосування знайшли асинхронні тягові електродвигуни (АТД). Це пов'язано з тим, що асинхронні тягові електродвигуни мають ряд переваг в порівнянні з колекторними тяговими електродвигунами: більшу потужність при тих же масогабаритних параметрах, простоту конструкції, більший коефіцієнт корисної дії [6].

Існує кілька підходів до моделювання асинхронних електродвигунів. Вони передусім пов'язані з вибором системи координат. Найбільш простим підходом є побудова математичної моделі асинхронного двигуна в однофазних координатах [7, 8]. Модель асинхронного двигуна в однофазних координатах є ефективною за умови симетрії всіх обмоток двигуна. В іншому випадку застосування однофазних координат є некоректним.

В процесі експлуатації в асинхронному двигуні в обмотках статора з тих чи інших причин можуть виникнути несиметричні режими [9]. Для моделювання таких режимів роботи асинхронного двигуна застосовують трифазну систему координат [10, 11].

В трифазних асинхронних електродвигунах магнітопроводи статора і ротора пронизуються обертовим магнітним потоком з відповідною полюсністю [12, 13]. Насичення від основного магнітного потоку створюється всіма фазами по всій магнітній системі. В зв'язку з цим при розробці моделі асинхронного двигуна слід враховувати вплив насичення на величину головної індуктивності трифазного асинхронного двигуна.

При моделюванні асинхронних електродвигунів істотне значення має правильний вибір активного опору в колі намагнічування, яким враховуються втрати в магнітопроводі електродвигуна [14]. Втрати в магнітопроводі впливають на визначення таких енергетичних показників асинхронного двигуна як коефіцієнт потужності і коефіцієнт корисної дії.

Розробка математичної моделі асинхронного тягового електродвигуна з можливістю дослідження несиметричних режимів статора, врахуванням насичення магнітного кола та втрат у магнітопроводі, забезпечить високу точність в розрахунках електродинамічних процесів в електродвигуні. Така модель дасть можливість з високою точністю визначати енергетичні показники як самого тягового електродвигуна, так і тягового приводу електровозу. Це свідчить про те, що тематика досліджень, присвячених моделюванню роботи асинхронного тягового двигуна, є актуальною.

## **2. Аналіз літературних даних і постановка проблеми**

Вибір методики щодо побудови математичної моделі асинхронного тягового двигуна пов'язаний з можливістю врахування ряду припущень [15, 16]. В першу чергу, це стосується системи живлення асинхронного тягового двигуна. Ряд авторів рекомендують вважати, що система напруг живлення асинхронного двигуна є

симетричною і синусоїдальною, а обмотки статора та ротора є симетричними. Також необхідно припустити, що статор та ротор асинхронної машини є гладкими.

При організації тягового приводу з асинхронними двигунами існують декілька методів регулювання частоти обертання валу двигуна. Це струмове управління [17], векторне управління [18] та пряме управління моментом [19]. У всіх перелічених методах організації тягового приводу з асинхронними двигунами електродвигуни отримують живлення від автономного інвертора напруги. Вибору оптимальних режимів роботи в залежності від режимів руху транспортного засобу присвячена робота [20] в якій розглянуто основні режими роботи тягового асинхронного приводу. Оскільки при реалізації автономного інвертора напруги неможливо підібрати його елементи з абсолютно ідентичними параметрами, система напруг на виході інвертора **не** буде несиметричною [21]. В роботі [22] розглянуто режими роботи асинхронного тягового приводу у в рухомому складі з накопичувачем енергії. Однак вибір параметрів двигуна проведено на основі математичної моделі з великою кількістю припущень. Крім того, в основі алгоритму керування вентилями автономного інвертора напруги лежить широтно-імпульсна модуляція (ШІМ). При застосуванні автономного інвертора з ШІМ для живлення тягового асинхронного двигуна виникає дилема. Вона пов'язана з наступними факторами. З одного боку, чим вища частота дискретизації для керуючого сигналу при організації ШІМ, більше форма фазного струму буде наближена до синусоїди. Це свідчить про значну основну гармоніку фазної напруги. З іншого боку, силові транзистори, що використовуються в якості силових ключів в автономному інверторі напруги, є низькочастотними приладами. Навіть в робочому діапазоні частот збільшення частоти дискретизації призводить до збільшення нагрівання транзисторів. Це, в свою чергу, призводить до збільшення активного опору транзисторів і, як наслідок, – до зменшення коефіцієнту корисної дії інвертора. Іншими словами, забезпечити на виході автономного інвертора напругу, при живленні якою тягового асинхронного електродвигуна його фазні струми були б практично синусоїдальними, практично неможливо [23]. Тобто, при моделюванні тягового асинхронного двигуна висувати припущення про те, що система напруг живлення асинхронного двигуна є симетричною і синусоїдальною некоректно.

Вирішення цієї проблеми може бути знайдено в дослідженнях [24, 25]. В них автор використав для моделювання трифазну систему координат і запропонував реалізовувати електричну частину електродвигуна у вигляді елементів електричної схеми – індуктивностей та опорів. Це дало змогу здійснити моделювання роботи асинхронного електродвигуна, що живиться від несиметричної несинусоїдальної системи напруг. Крім того, автор в цих дослідженнях запропонував алгоритми вибору активного опору кола намагнічування і врахування насичення магнітопроводу асинхронного електродвигуна. Не дивлячись на правильний підхід до моделювання електромеханічних процесів в асинхронному двигуні, в цих дослідженнях не запропоновано реалізацію несиметричних режимів, що можуть виникнути в тяговому асинхронному електродвигуні під час його експлуатації. При виникненні таких режимів змінюються не тільки активні опори і індуктивності пошкоджених фаз, а й взаємні індуктивності фаз та повна

(головна) індуктивність кола намагнічування. Методика визначення взаємних індуктивностей асинхронного електродвигуна при зміні геометричних параметрів його обмоток може бути знайдена в дослідженні [26]. Але в цьому дослідженні наведений тільки алгоритм у вигляді математичного апарату і не показана реалізація алгоритму.

Реалізація запропонованого в дослідженні [26] алгоритму може бути знайдена в дослідженні [16]. Але в цьому дослідженні враховувались тільки зміни локальних взаємних індуктивностей статорів і роторів при зміні геометричних розмірів обмоток. В роботі [16] не були враховані локальні взаємні індуктивності, викликані магнітними зв'язками між обмотками статора та ротора. Модель асинхронного двигуна, наведена в дослідженні [16] виконана у вигляді структурних схем і неможливо на ній врахувати ці локальні взаємні індуктивності, які є функціями кута повороту валу двигуна.

Проблема врахування локальних взаємних індуктивностей, викликаних магнітними зв'язками між обмотками статора та ротора може бути вирішена якщо вибрати в якості базової моделі асинхронного двигуна модель, запропоновану в дослідженні [25]. В цій роботі в електричній частині моделі взаємні індуктивності фаз замінені керованими джерелами напруги.

Це дасть змогу реалізувати алгоритм зміни взаємних індуктивностей фаз при зміні геометричних розмірів обмоток.

Але все ще залишається відкритим питання щодо врахування насичення магнітопроводу електродвигуна при зміні геометричних розмірів його обмоток. В дослідженні [25] запропоновано алгоритм врахування насичення, але для симетричних обмоток. В роботах [27, 28] зазначалось, що при несиметричних режимах обмоток асинхронного двигуна насичення від основного магнітного потоку створюється усіма фазами по всій магнітній системі нерівномірно. Тому при організації несиметричного режиму слід враховувати вплив насичення на взаємну індуктивність кожної фази окремо і, крім того, врахувати вплив насичення на величину головної індуктивності трифазного асинхронного електродвигуна.

Проведений аналіз дозволяє стверджувати, що моделювання асинхронного тягового електродвигуна з врахуванням можливих несиметричних режимів його обмоток і врахуванням насиченості магнітопроводу є доцільним.

### **3. Мета і завдання дослідження**

Метою дослідження є вдосконалення математичної моделі для імітаційного модулювання тягового асинхронного електродвигуна з можливістю організації несиметричного режиму обмоток статора. Це дасть можливість більш коректно враховувати вплив дефектів в роботі тягових асинхронних електродвигунів для дослідження електромагнітних процесів, що відбуваються під час їх роботи.

Для досягнення мети були поставлені такі завдання:

- доопрацювати базову модель асинхронного двигуна в трифазних координатах, електрична частина якої виконана на електричних елементах, всі інші – у вигляді структурних схем з метою реалізації несиметричного режиму;
- виконати моделювання асинхронного двигуна з врахування втрат в сталі та насичення магнітопроводу;

– розробити алгоритм врахування зміни взаємних індуктивностей фаз та головної індуктивності при зміні геометричних розмірів обмоток від зміни комплексного опору однієї або декількох обмоток та виконати реалізації алгоритму в програмному середовищі MATLAB;

– виконати моделювання в програмному середовищі MATLAB асинхронного двигуна з несиметричними обмотками статора та порівняти характер змін контрольованих параметрів з аналогічними параметрами, знятими на моделі для неушкодженого двигуна;

– перевірити модель на адекватність.

#### 4. Матеріали та методи дослідження

Дослідження роботи тягового асинхронного тягового двигуна проводились на основі його математичної моделі, рівняння якої записані в трифазних координатах. Ці рівняння були доповнені рівняннями, що дозволяють враховувати зміну значень взаємних індуктивностей фаз і головної індуктивності кола намагнічування при зміні геометрії обмотки статора.

Імітаційна модель тягового асинхронного двигуна реалізована в програмному середовищі MATLAB.

Таблиця 1

Параметри тягового двигуна СТА-1200

Параметр	Значення параметру
Потужність, кВт	1200
Діюче значення лінійної напруги, В	1870
Діюче значення фазного струму, А	450
Номинальна частота напруги живлення, Гц	55,8
Діапазон регулювання частоти напруги живлення, Гц	0...146
Кількість фаз	3
Число пар полюсів	3
Номинальна частота обертання, об/хв	1110
Момент на валу, Н·м	10700
ККД $\eta$ , %	95,5
Коефіцієнт потужності $\cos\phi$	0,88
Осьова довжина магнітопроводу $l_{\beta}$ , м	0,460
Довжина витка статора $l_s$ , м	1,92
Довжина витка ротора $l_r$ , м	0,465
Кількість витків статора $w_s$	48
Зовнішній діаметр статора $r_s$ , м	0,51
Зовнішній діаметр ротора $r_r$ , м	0,506

При дослідженні роботи електродвигуна на імітаційній моделі були проведені два експерименти. Перший експеримент полягав у отриманні пускових характеристик для неушкодженого двигуна. Інший – при умові, що на фазі А обмотки статора відбулося міжвиткове замикання 10 % обмотки.

Для першого випадку валідація запропонованих рішень виконувалась шляхом порівняння отриманих на моделі параметрів двигуна з паспортними даними двигуна прототипу. Для другого випадку – шляхом порівняння характеру змін пускових характеристик, отриманих на моделі, з аналогічними результатами, наведеними в інших роботах, присвячених міжвитковому замиканню в обмотках статора асинхронного двигуна.

Всі інші параметри тягового двигуна, необхідні для створення моделі, були розраховані нижче.

## 5. Результати дослідження роботи асинхронного тягового двигуна

### 5.1. Математична модель асинхронного тягового двигуна

В основу математичної моделі трифазного АД покладена математична модель трифазної електричної машини в загальмованій системі координат, осі  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  [24, 25] якої поєднані з осями фаз статора  $A$ ,  $B$ ,  $C$ . Ця система з метою врахування втрат в магнітопроводі доповнена активними опорами контуру намагнічування  $r_\mu$ , включеними у кожній фазі паралельно головним індуктивностям  $L_\mu$  (аналогія з  $T$ -подібною схемою заміщення асинхронної електричної машини) (рис. 1).

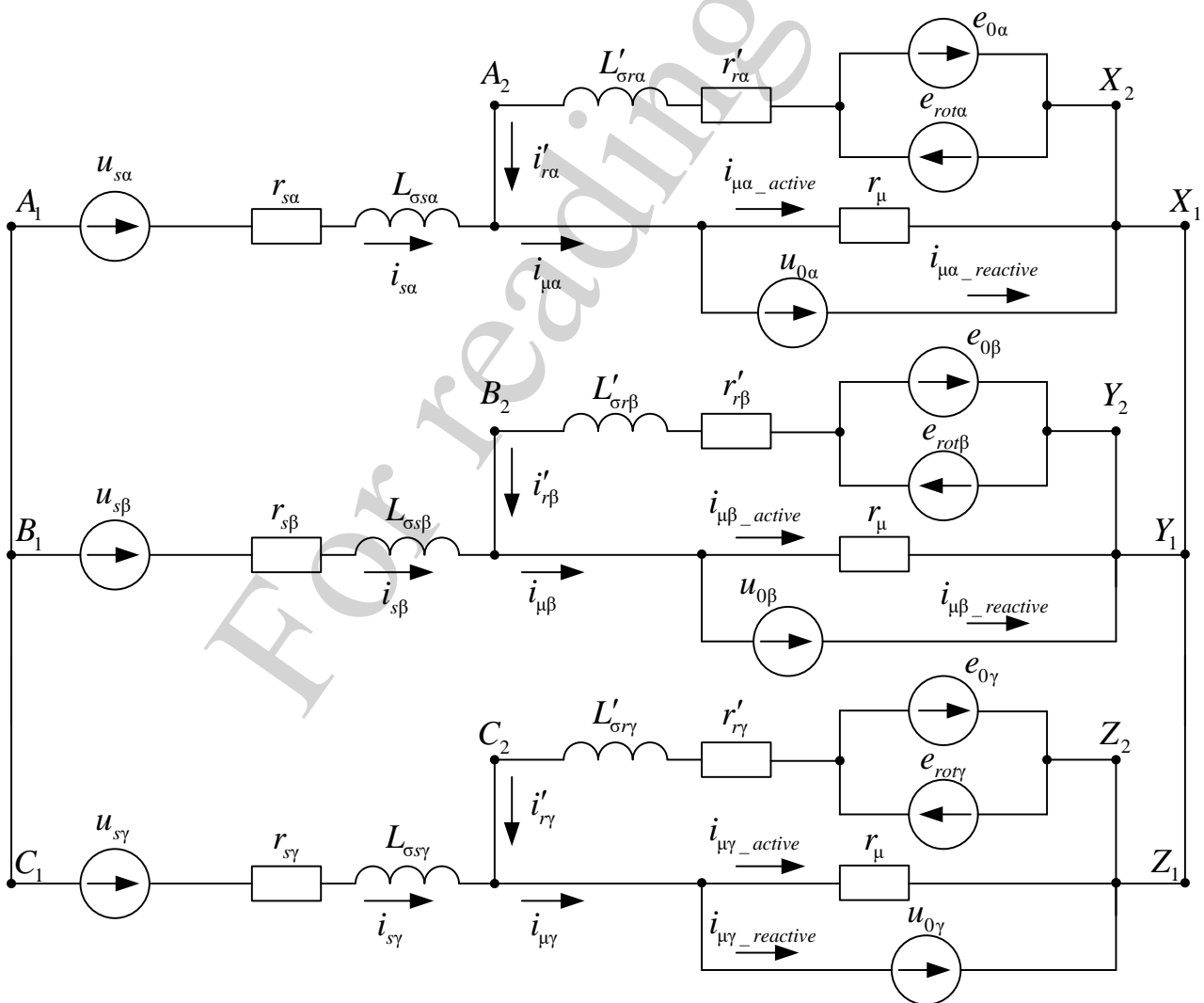


Рис. 1. Схема узагальненої асинхронної машини в «загальмованих координатах»

Рівняння електромагнітних процесів АД наведені в системі (1) [25]. Прийнято звичайні для узагальненої електричної машини допущення:

- кожна з трьох обмоток статора створює в гладкому зазорі синусоїдально розподілену магніто-рушійну силу (МРС);
- коефіцієнт насичення магнітного кола незмінний.

$$\left\{ \begin{array}{l} u_{s\alpha} = r_{s\alpha} \cdot i_{s\alpha} + \frac{d(L_{\sigma s\alpha} \cdot i_{s\alpha})}{dt} + u_{0\alpha}; \\ u_{s\beta} = r_{s\beta} \cdot i_{s\beta} + \frac{d(L_{\sigma s\beta} \cdot i_{s\beta})}{dt} + u_{0\beta}; \\ u_{s\gamma} = r_{s\gamma} \cdot i_{s\gamma} + \frac{d(L_{\sigma s\gamma} \cdot i_{s\gamma})}{dt} + u_{0\gamma}; \\ 0 = e_{0\alpha} - e_{rot\alpha} - \frac{d(L'_{\sigma r\alpha} \cdot i_{r\alpha})}{dt} - r'_{r\alpha} \cdot i_{r\alpha}; \\ 0 = e_{0\beta} - e_{rot\beta} - \frac{d(L'_{\sigma r\beta} \cdot i_{r\beta})}{dt} - r'_{r\beta} \cdot i_{r\beta}; \\ 0 = e_{0\gamma} - e_{rot\gamma} - \frac{d(L'_{\sigma r\gamma} \cdot i_{r\gamma})}{dt} - r'_{r\gamma} \cdot i_{r\gamma}, \end{array} \right. \quad (1)$$

де  $u$  – напруга;

$i$  – струм;

$t$  – час;

$r$  – активний опір;

$\psi$  – потокозчеплення;

$\omega_r$  – механічна частота обертання ротора;

$p$  – число пар полюсів.

Нижні індекси  $\alpha, \beta, \gamma$  позначають належність до відповідної фази. Нижній індекс  $s$  позначає приналежність до статора, індекс  $r$  – приналежність до ротора, а індекс  $\mu$  – приналежність до гілки намагнічування. Деталізація складових системи (1) наведено в виразах (2)–(8).

Напруги на затискачах гілок намагнічування (похідні потокозчеплення взаємоіндукції) фаз [25]:

$$\left\{ \begin{array}{l} u_{0\alpha} = \frac{d\psi_{\mu\alpha}}{dt} = r_{\mu\alpha} \cdot \left[ (i_{s\alpha} + i_{r\alpha}) - \frac{1}{2} \cdot \left( \begin{array}{l} i_{s\beta} + i_{r\beta} + \\ + i_{s\gamma} + i_{r\gamma} \end{array} \right) - \frac{\psi_{\mu\alpha}}{M} \right]; \\ u_{0\beta} = \frac{d\psi_{\mu\beta}}{dt} = r_{\mu\beta} \cdot \left[ (i_{s\beta} + i_{r\beta}) - \frac{1}{2} \cdot \left( \begin{array}{l} i_{s\alpha} + i_{r\alpha} + \\ + i_{s\gamma} + i_{r\gamma} \end{array} \right) - \frac{\psi_{\mu\beta}}{M} \right]; \\ u_{0\gamma} = \frac{d\psi_{\mu\gamma}}{dt} = r_{\mu\gamma} \cdot \left[ (i_{s\gamma} + i_{r\gamma}) - \frac{1}{2} \cdot \left( \begin{array}{l} i_{s\alpha} + i_{r\alpha} + \\ + i_{s\beta} + i_{r\beta} \end{array} \right) - \frac{\psi_{\mu\gamma}}{M} \right]. \end{array} \right. \quad (2)$$

Для симетричного режиму обмоток статора взаємні індуктивності обмоток АД рівні і визначаються як [24]

$$M = \frac{2}{3} \cdot L_{\mu}, \quad (3)$$

де  $M$  – взаємна індуктивність фази обмоток ротора і статора АД при збігу їх осей або індуктивність обмотки статора від основного магнітного потоку, розрахована за відсутності струмів в інших фазах статора і обмотках ротора (тобто від частини основного магнітного потоку, створеного самою фазою статора);

$L_{\mu}$  – повна індуктивність фази обмотки статора від основного магнітного потоку. Вона враховує наявність струмів в інших фазах (індуктивність від частини основного магнітного потоку, створеного самою обмоткою  $M$ ) і індуктивність від частини основного потоку, створеного двома іншими обмотками статора.

Струми намагнічування фаз [25]:

$$\left\{ \begin{aligned} i_{\mu\alpha} &= i_{s\alpha} + i_{r\alpha} = \frac{2}{3} \cdot \left[ \left( i_{s\alpha} - \frac{1}{2} \cdot (i_{s\beta} + i_{s\gamma}) \right) + \right. \\ &\quad \left. + \left( i_{r\alpha} - \frac{1}{2} \cdot (i_{r\beta} + i_{r\gamma}) \right) \right] = \\ &= i_{\mu\alpha\_active} + i_{\mu\alpha\_reactive}; \\ i_{\mu\beta} &= i_{s\beta} + i_{r\beta} = \frac{2}{3} \cdot \left[ \left( i_{s\beta} - \frac{1}{2} \cdot (i_{s\alpha} + i_{s\gamma}) \right) + \right. \\ &\quad \left. + \left( i_{r\beta} - \frac{1}{2} \cdot (i_{r\alpha} + i_{r\gamma}) \right) \right] = \\ &= i_{\mu\beta\_active} + i_{\mu\beta\_reactive}; \\ i_{\mu\gamma} &= i_{s\gamma} + i_{r\gamma} = \frac{2}{3} \cdot \left[ \left( i_{s\gamma} - \frac{1}{2} \cdot (i_{s\alpha} + i_{s\beta}) \right) + \right. \\ &\quad \left. + \left( i_{r\gamma} - \frac{1}{2} \cdot (i_{r\alpha} + i_{r\beta}) \right) \right] = \\ &= i_{\mu\gamma\_active} + i_{\mu\gamma\_reactive}. \end{aligned} \right. \quad (4)$$

У виразі (4)  $i_{\mu\_active}$  і  $i_{\mu\_reactive}$  – активна і реактивна (індуктивна) складові струму намагнічування фази відповідно. Активні складові струму намагнічування фази визначаються за допомогою виразів [25]:



$$\begin{cases} i_{\mu\alpha\_active} = \frac{u_{0\alpha}}{r_{\mu\alpha}}; \\ i_{\mu\beta\_active} = \frac{u_{0\beta}}{r_{\mu\beta}}; \\ i_{\mu\gamma\_active} = \frac{u_{0\gamma}}{r_{\mu\gamma}}. \end{cases} \quad (5)$$

ЕРС гілки намагнічування [25]:

$$\begin{cases} e_{0\alpha} = -u_{0\alpha}; \\ e_{0\beta} = -u_{0\beta}; \\ e_{0\gamma} = -u_{0\gamma}. \end{cases} \quad (6)$$

ЕРС обертання фаз ротора [25]:

$$\begin{cases} e_{r\alpha} = \frac{(\psi_{r\beta} - \psi_{r\gamma}) \cdot p \cdot \omega_r}{\sqrt{3}}; \\ e_{r\beta} = \frac{(\psi_{r\gamma} - \psi_{r\alpha}) \cdot p \cdot \omega_r}{\sqrt{3}}; \\ e_{r\gamma} = \frac{(\psi_{r\alpha} - \psi_{r\beta}) \cdot p \cdot \omega_r}{\sqrt{3}}. \end{cases} \quad (7)$$

Потокозчеплення фаз ротора [25]:

$$\begin{cases} \psi_{r\alpha} = L_{r\alpha} \cdot i_{r\alpha} + \psi_{\mu\alpha}; \\ \psi_{r\beta} = L_{r\beta} \cdot i_{r\beta} + \psi_{\mu\beta}; \\ \psi_{r\gamma} = L_{r\gamma} \cdot i_{r\gamma} + \psi_{\mu\gamma}. \end{cases} \quad (8)$$

Рівняння електромагнітного моменту АД має вигляд [25]

$$M_{EM} = p \cdot \frac{L_{\mu}}{\sqrt{3}} \cdot M \cdot \left[ \begin{aligned} & (i_{s\alpha} \cdot i_{r\gamma} + i_{s\beta} \cdot i_{r\alpha} + i_{s\gamma} \cdot i_{r\beta}) - \\ & - (i_{s\alpha} \cdot i_{r\beta} + i_{s\beta} \cdot i_{r\gamma} + i_{s\gamma} \cdot i_{r\alpha}) \end{aligned} \right]. \quad (9)$$

Рівняння руху для валу АД при одномасовій механічній частині [24]

$$\frac{d\omega_r}{dt} = \frac{1}{J} \cdot (M - M_C), \quad (10)$$

де  $J$  – момент інерції тіл, які обертаються.  
Кут повороту валу ротора АД [26]

$$\theta_r = \theta_{r0} + \int_0^t \omega_r \cdot dt, \quad (11)$$

де  $\theta_{r0}$  – початкова кутове положення валу ротора АД, *rad*.

З виразів (1), (2), (3) і (10) видно, що для моделювання АД необхідні наступні параметри: активні опори обмоток статора ( $r_{sa}, r_{sb}, r_{sy}$ ), приведені до обмоток статора активні опори ротора ( $r'_{ra}, r'_{rb}, r'_{ry}$ ), активний опір кола намагнічування  $r_\mu$ , індуктивності розсіювання обмоток статора ( $L_{sa}, L_{sb}, L_{sy}$ ), приведені до обмоток статора індуктивності розсіювання обмоток ротора ( $L'_{ra}, L'_{rb}, L'_{ry}$ ), повна індуктивність кола намагнічування  $L_\mu$ , момент інерції  $J$ . Наступним етапом моделювання був розрахунок зазначених параметрів.

Були розраховані активні опори обмоток статора ( $r_{sa}, r_{sb}, r_{sy}$ ), приведені до обмоток статора активні опори обмоток ротора ( $r'_{ra}, r'_{rb}, r'_{ry}$ ), індуктивності розсіювання обмоток статора ( $L_{sa}, L_{sb}, L_{sy}$ ), приведені до обмоток статора індуктивності розсіювання обмоток ротора ( $L'_{ra}, L'_{rb}, L'_{ry}$ ). Їх значення занесені до табл. 2.

Таблиця 2

Параметри тягового двигуна СТА-1200, отримані внаслідок розрахунків

Параметр	Значення параметру
Активний опір обмотки статора $r_s$ , Ом	0,0226
Приведений до обмотки статора активний опір обмоток ротора, $r'_r$ , Ом	0,0261
Індуктивність розсіювання обмотки статора, $L_s$ , мГн	0,65
Приведена до обмотки статора індуктивність розсіювання обмотки ротора, $L'_r$ , мГн	0,45
Повна індуктивність ланцюга намагнічування $L_\mu$ , мГн	19,4336
Момент інерції $J$ , кг·м <sup>2</sup>	39

Розрахунок інших параметрів був виконаний нижче.

## 5. 2. Розрахунок значення $r_\mu$ та врахування насичення магнітного кола по шляху основного магнітного потоку

При моделюванні проблема полягає в коректному завданні величини  $r_\mu$ , критерієм чого є правильна величина втрат в сталі АД ( $p_{st}$ ).

Так як коректне значення  $p_{st}$  точно не відомо, то його значення розраховано, виходячи з посилання для номінального режиму роботи АД [25]

$$p_{st} \leq \frac{P_2}{3} \cdot \left( \frac{1}{\eta} - 1 \right) = \frac{1200}{3} \cdot \left( \frac{1}{0,955} - 1 \right) = 56,545, \text{ kW}, \quad (12)$$

де  $P_2=1200$  кВт - потужність на валу АД (табл. 1);  $\eta=0,955$  – ККД АД.

Вважаючи, що при інших рівних умовах напруга на клеммах контуру намагнічування  $U_0$  практично не залежить від величини  $r_\mu$ , так як стабілізується великою індуктивністю, можна скорегувати значення  $r_\mu$  відповідно до необхідного значення  $p_{st}$ , скориставшись формулою [25]

$$r_\mu = \frac{3 \cdot U_0^2}{p_{st}} = \frac{3 \cdot 1624,43^2}{56545} = 140, \Omega. \quad (13)$$

Напруга  $U_0$  визначалась на моделі при відсутності опору  $r_\mu$ . Додатково при корекції  $r_\mu$  контролювалась величина струму фази статора АД.

Насичення магнітопроводу електродвигуна є важливим фактором, що впливає на динамічні характеристики АД [28, 29]. Для врахування насичення вибрано підхід, заснований на використанні нелінійних коефіцієнтів. Такий підхід, на відміну від підходу, оснований на врахуванні зміни гармонійного складу напруг і струмів, не вимагає апріорного знання кількісних характеристик гармонійних спектрів.

В дослідженнях [27, 28] з метою врахування насичення для кожної фази і рівняння електромагнітного моменту АД використовують залежність головної індуктивності як функції амплітуди зображуючого вектору потокозчеплення взаємоіндукції  $L_\mu=f(\psi_{\mu\Sigma m})$ . Сумарне потокозчеплення  $\psi_{\mu\Sigma m}$  отримано з виразів

$$\psi_{\mu\Sigma m} = \sqrt{\psi_{\mu x}^2 + \psi_{\mu y}^2}, \quad (14)$$

де  $\psi_{\mu x}$  і  $\psi_{\mu y}$  – амплітуди проекцій зображуючого вектору потокозчеплення на ортогональні осі координат  $X$  і  $Y$ .

Для трифазних «загальмованих координат» ці проекції отримані із потокозчеплень намагнічування фаз [25]

$$\psi_{\mu x} = \frac{2}{3} \cdot \left( \psi_{\mu\alpha} + \psi_{\mu\beta} \cdot \cos\left(-\frac{2 \cdot \pi}{3}\right) + \psi_{\mu\gamma} \cdot \cos\left(\frac{2 \cdot \pi}{3}\right) \right); \quad (15)$$

$$\psi_{\mu y} = \frac{2}{3} \cdot \left( \psi_{\mu\alpha} + \psi_{\mu\beta} \cdot \sin\left(-\frac{2 \cdot \pi}{3}\right) + \psi_{\mu\gamma} \cdot \sin\left(\frac{2 \cdot \pi}{3}\right) \right). \quad (16)$$

Для зручності моделювання при врахуванні зазначених індуктивностей як функцій потокозчеплення і потокозчеплення виражені у відносних одиницях. Миттєве значення повної індуктивності фази обмотки статора у відносних одиницях [25]

$$L_{\mu}^* = \frac{L_{\mu}}{\sqrt{2} \cdot L_{\mu nom}}, \quad (17)$$

де  $L_{\mu}$  – миттєве значення повної індуктивності фази обмотки статора;  $L_{\mu nom}$  – номінальне значення повної індуктивності фази обмотки статора.

Миттєве значення зображуючого вектору потокозчеплення [25]

$$\Psi_{\mu\Sigma}^* = \frac{|\Psi_{\mu\Sigma}|}{\sqrt{2} \cdot \Psi_{\mu\Sigma nom}}, \quad (18)$$

де  $|\Psi_{\mu\Sigma}|$  – модуль миттєвого значення потокозчеплення;  $\Psi_{\mu\Sigma nom}$  – номінальне значення потокозчеплення.

Залежність миттєвого значення повної індуктивності фази обмотки статора у відносних одиницях від миттєвого значення потокозчеплення наведена на рис. 2.

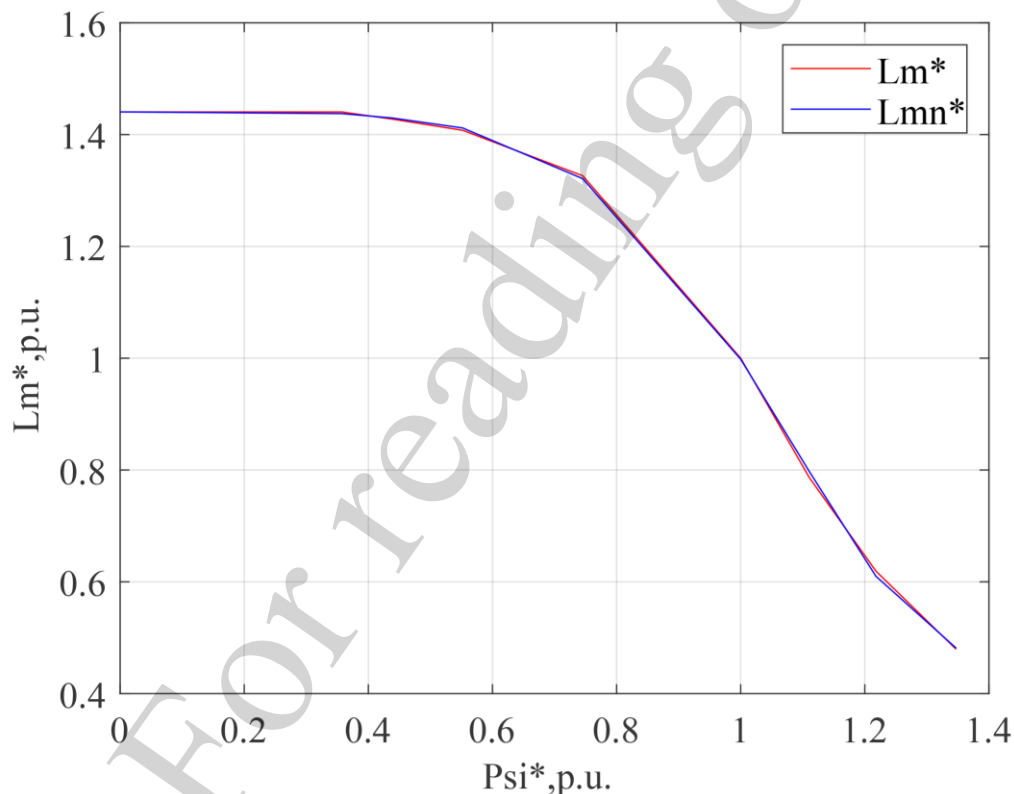


Рис. 2. Залежність миттєвого значення повної індуктивності фази обмотки статора у відносних одиницях ( $Lm^*$ ) від миттєвого значення потокозчеплення ( $\Psi_{\mu\Sigma}^*$ ) та її поліноміальна апроксимація ( $Lmn^*$ )

Виконано поліноміальну апроксимації залежності миттєвого значення повної індуктивності фази обмотки статора у відносних одиницях від миттєвого значення основного магнітного потоку (рис. 2). Як видно з рис. 2 результат апроксимації має високу збіжність із значеннями повної індуктивності фази обмотки статора.

### 5. 3. Розробка алгоритму врахування зміни параметрів електродвигуна при зміні геометричних розмірів його обмоток

Виникнення несиметрії обмоток може бути викликане, наприклад, міжвитковим замиканням обмоток статора. При міжвитковому замиканні відбувається коротке замикання одного або декількох витків обмотки. Тобто, зменшується кількість неушкоджених витків. В дослідженні [26] показаний зв'язок між геометричними розмірами обмоток і індуктивностями розсіювання та взаємними індуктивностями. Досліджуваний тяговий двигун є неявнополюсною машиною. Зв'язок між взаємними індуктивностями статорних обмоток і їх геометричними розмірами для неявнополюсної машини обчислюється за допомогою виразу [26]

$$L_{ij}^{ss} = L_{ij\mu}^{ss}, \quad (19)$$

де

$$L_{ij\mu}^{ss} = l_{\beta} \cdot Z_i^s \cdot Z_j^s \cdot \frac{\pi}{p^2} \cdot \frac{r_r^3}{g} \cdot \mu, \quad (20)$$

де  $l_{\beta}$  – осьова довжина повітряного проміжку;

$Z^s = w/l_s$  – лінійна густина провідника струмового шару;

$w$  – кількість витків обмотки;

$l_s$  – довжина обмотки статора;

$g = r_s - r_r$  – радіальна величина повітряного проміжку;

$r_s$  – радіус статора;

$r_r$  – радіус ротора;

$\mu$  – магнітна проникність вакууму;

$p$  – число пар полюсів.

верхні індекси означають належність до обмотки статора ( $s$ ) чи ротора ( $r$ );

нижні індекси означають належність до фази ( $a$ ,  $b$  чи  $c$ ).

Зв'язок між взаємними індуктивностями роторних обмоток і їх геометричними розмірами машини обчислюється за допомогою виразу [26]

$$L_{ij}^{rr} = L_{ij\mu}^{rr}, \quad (21)$$

де

$$L_{ij\mu}^{rr} = l_{\beta} \cdot Z_i^r \cdot Z_j^r \cdot \frac{\pi}{p^2} \cdot \frac{r_r^3}{g} \cdot \mu. \quad (22)$$

Лінійна густина провідників струмового шару ротора визначалась за допомогою виразу [27]

$$Z^r = \frac{Z_2 \cdot \sqrt{2}}{2 \cdot \pi \cdot r_r}, \quad (23)$$

де  $Z_2$  – кількість стрижнів ротора.

Зв'язок між взаємними індуктивностями статорних і роторних обмоток і їх геометричними розмірами машини обчислюється за допомогою виразу [26]

$$\left\{ \begin{array}{l}
L_{\alpha\alpha}^{sr} = L_{\alpha\alpha}^{rs} = L_{\alpha\alpha\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \theta, \\
L_{\beta\beta}^{sr} = L_{\beta\beta}^{rs} = L_{\beta\beta\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \theta, \\
L_{\gamma\gamma}^{sr} = L_{\gamma\gamma}^{rs} = L_{\gamma\gamma\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \theta, \\
L_{\alpha\beta}^{sr} = L_{\beta\alpha}^{rs} = L_{\alpha\beta\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \left( \theta + \frac{2 \cdot \pi}{3 \cdot p} \right), \\
L_{\alpha\gamma}^{sr} = L_{\gamma\alpha}^{rs} = L_{\alpha\gamma\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \left( \theta - \frac{2 \cdot \pi}{3 \cdot p} \right), \\
L_{\beta\alpha}^{sr} = L_{\alpha\beta}^{rs} = L_{\beta\alpha\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \left( \theta - \frac{2 \cdot \pi}{3 \cdot p} \right), \\
L_{\beta\gamma}^{sr} = L_{\beta\gamma}^{rs} = L_{\beta\gamma\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \left( \theta + \frac{2 \cdot \pi}{3 \cdot p} \right), \\
L_{\gamma\alpha}^{sr} = L_{\alpha\gamma}^{rs} = L_{\gamma\alpha\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \left( \theta + \frac{2 \cdot \pi}{3 \cdot p} \right), \\
L_{\gamma\beta}^{sr} = L_{\beta\gamma}^{rs} = L_{\beta\gamma\mu}^{sr} \cdot \cos p \cdot \left( \theta - \frac{2 \cdot \pi}{3 \cdot p} \right),
\end{array} \right. \quad (24)$$

де

$$L_{ij\mu}^{sr} = l_{\beta} \cdot Z_i^s \cdot Z_j^r \cdot \frac{\pi}{p^2} \cdot \frac{r_r^3}{g} \cdot \mu. \quad (25)$$

Тоді взаємні індуктивності для кожної фази набувають вигляду

$$\left\{ \begin{array}{l}
M_{\alpha} = L_{\alpha\beta}^{ss} + L_{\alpha\gamma}^{ss} + L_{\alpha\beta}^{rr} + L_{\alpha\gamma}^{rr} + L_{\alpha\alpha}^{sr} + L_{\alpha\beta}^{sr} + L_{\alpha\gamma}^{sr}, \\
M_{\beta} = L_{\beta\alpha}^{ss} + L_{\beta\gamma}^{ss} + L_{\beta\alpha}^{rr} + L_{\beta\gamma}^{rr} + L_{\beta\beta}^{sr} + L_{\beta\alpha}^{sr} + L_{\beta\gamma}^{sr}, \\
M_{\gamma} = L_{\gamma\alpha}^{ss} + L_{\gamma\beta}^{ss} + L_{\gamma\alpha}^{rr} + L_{\gamma\beta}^{rr} + L_{\gamma\gamma}^{sr} + L_{\gamma\alpha}^{sr} + L_{\gamma\beta}^{sr}.
\end{array} \right. \quad (26)$$

Тоді повна індуктивність гілки намагнічування

$$\begin{aligned}
L_{\mu} = & L_{\alpha\beta}^{ss} + L_{\alpha\gamma}^{ss} + L_{\beta\gamma}^{ss} + L_{\alpha\beta}^{rr} + L_{\alpha\gamma}^{rr} + L_{\beta\gamma}^{rr} + L_{\alpha\alpha}^{sr} + \\
& + L_{\beta\beta}^{sr} + L_{\gamma\gamma}^{sr} + L_{\alpha\beta}^{sr} + L_{\alpha\gamma}^{sr} + L_{\beta\alpha}^{sr} + L_{\beta\gamma}^{sr} + L_{\gamma\alpha}^{sr} + L_{\gamma\beta}^{sr}.
\end{aligned} \quad (27)$$

При організації несиметрії значення активного опору пошкодженої обмотки було знайдено, виходячи з наступних міркувань. Активний опір обмотки

$$r_s = k_r \cdot \rho_{\theta} \cdot \frac{l_{mean} \cdot w}{q_{e.c.} \cdot n_{e.c.} \cdot a}, \quad (28)$$

де  $k_r$  – коефіцієнт збільшення активного опору фази обмотки внаслідок дії ефекту зміщення струму;

$\rho_{\theta}$  – питомий опір матеріалу при розрахунковій температурі;

$l_{mean}$  – середня довжина витка обмотки;  
 $w$  – кількість витків обмотки;  
 $q_{e.c.}$  – площа перетину елементарного провідника;  
 $n_{e.c.}$  – кількість елементарних провідників;  
 $a$  – кількість паралельних гілок фази статора.  
 Індуктивність розсіювання обмотки

$$L_{\sigma s} = \frac{(w')^2 \cdot \mu_0 \cdot S}{l_s}, \quad (29)$$

де  $S$  – площа поперечного перерізу провідника.

Так як і активний опір, і індуктивність розсіювання обмотки є функціями кількості витків, то для ушкодженої обмотки вони були розраховані у відповідності до виразів

$$r_{s\_defect} = r_s \cdot \frac{w'}{w}, \quad (30)$$

$$L_{\sigma s\_defect} = L_{\sigma s} \cdot \left(\frac{w'}{w}\right)^2, \quad (31)$$

де  $w'$  – кількість витків обмотки.

Із рівнянь (27) слідує, що при організації несиметричного режиму виразом (3) користуватись некоректно. Тому у виразах (2) значення взаємної індуктивності ( $M$ ), що при симетричному режимі є однаковим для всіх трьох фаз, було замінене відповідними до системи рівнянь (26).

Активний опір і індуктивність розсіювання ушкодженої обмотки статора враховані шляхом підстановки в рівняння (1) для ушкодженої фази.

#### 5. 4. Імітаційна модель тягового асинхронного двигуна

Імітаційна модель тягового асинхронного двигуна виконана в програмному середовищі MATLAB (рис. 3).

Вона складається з чотирьох блоків. «Блок визначення фазних струмів двигуна» реалізує систему рівнянь (1). Він виконаний в пакеті Simscape/Electrical/Specialized Power Systems. Реалізація рівнянь системи (1) здійснена за допомогою таких елементів, як резистори, індуктивності, керовані джерела напруги і керовані джерела струму.

Всі інші блоки виконані в пакеті Simulink у вигляді структурних схем. «Блок обчислення магнітних параметрів двигуна» реалізує рівняння (2), (6)–(8), (14)–(18). «Блок обчислення механічних параметрів двигуна» реалізує рівняння (9)–(11), «Блок обчислення взаємних індуктивностей і повної індуктивності кола намагнічування» реалізує рівняння (19)–(27). В якості живлення тягового двигуна використана система симетричних фазних напруг  $U_{sa}$ ,  $U_{sb}$  і  $U_{sy}$ , амплітуди і частоти яких відповідають номінальному режиму.

Статичний опір двигуна заданий постійним, значення якого відповідає номінальному навантаженню.

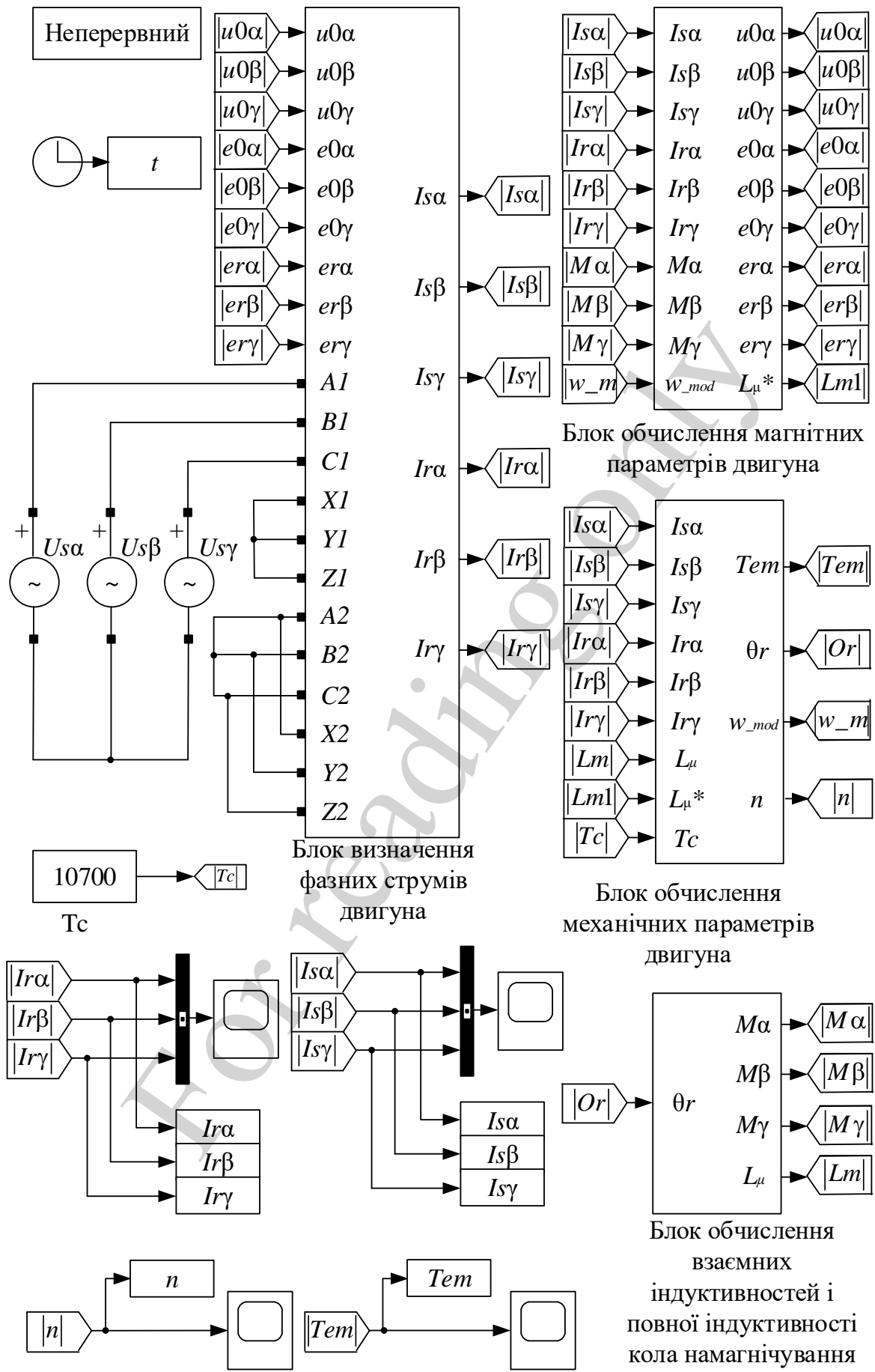


Рис. 3. Імітаційна модель асинхронного тягового двигуна



## 5. 5. Результати моделювання

Для неушкоджених обмоток статора на імітаційній моделі зняті діаграми статорних струмів (рис. 4), діаграми статорних струмів у сталому режимі (рис. 5), діаграми роторних струмів (рис. 6), діаграми роторних струмів у сталому режимі (рис. 7), діаграма електромеханічного крутного моменту (рис. 8) і діаграма швидкості обертання валу двигуна (рис. 9).

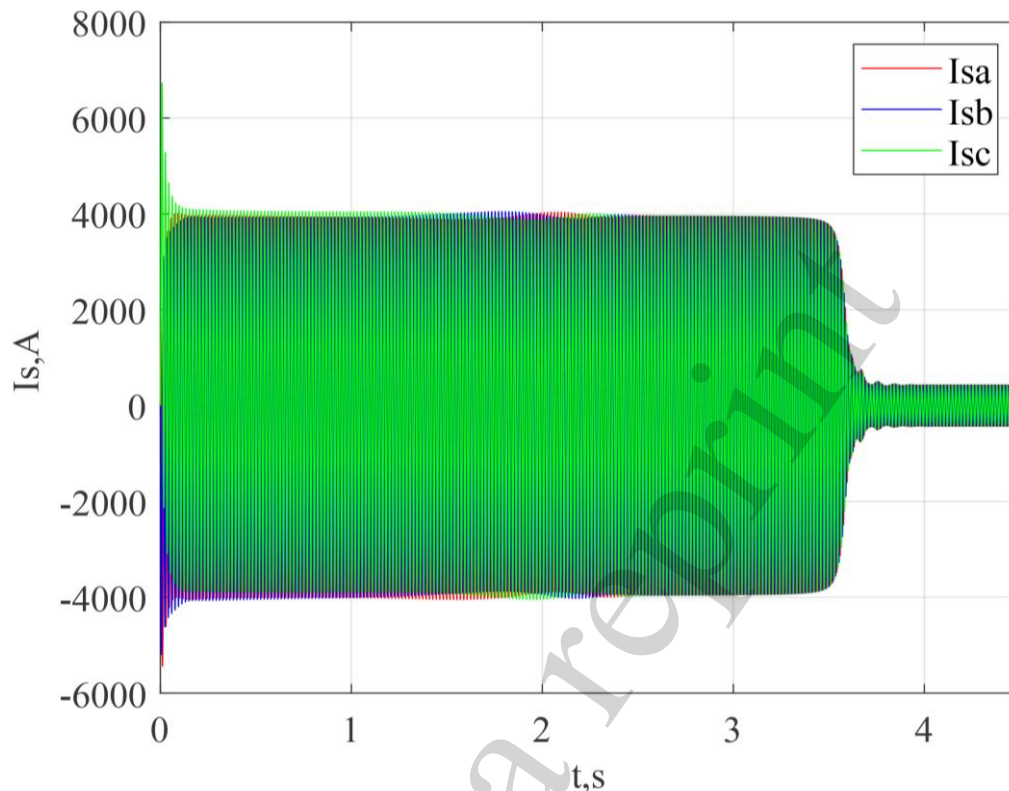


Рис. 4. Діаграми статорних струмів неушкодженого двигуна

З діаграм статорних струмів у сталому режимі (рис. 5) визначено діюче значення статорних струмів. Воно склало 429 А.

Значення крутного моменту в сталому режимі склало 10700 Н·м (рис. 8), значення швидкості обертання валу у сталому режимі – 1112,36 об/хв (рис. 9), час перехідного процесу – 4,02 с (рис. 8, 9).

При організації несиметричного режиму обмоток статора було висунуто припущення, що в обмотці фази А виникло міжвиткове замикання. При цьому покладалось, що короткозамкненими виявилось 5 витків обмотки. За формулами (30), (31) були перераховані активний опір і індуктивність розсіювання обмотки статора фази А. Відповідні зміни були виконані в «Блоці визначення фазних струмів двигуна». В «Блоці обчислення взаємних індуктивностей і повної індуктивності гілки намагнічування» кількість витків обмотки статора фази А було зменшено на 5. В результаті були отримані часові діаграми статорних (рис. 10, 11) та роторних струмів (рис. 12, 13), діаграми електромеханічного крутного моменту (рис. 14, 15), і діаграма швидкості обертання валу двигуна (рис. 16).

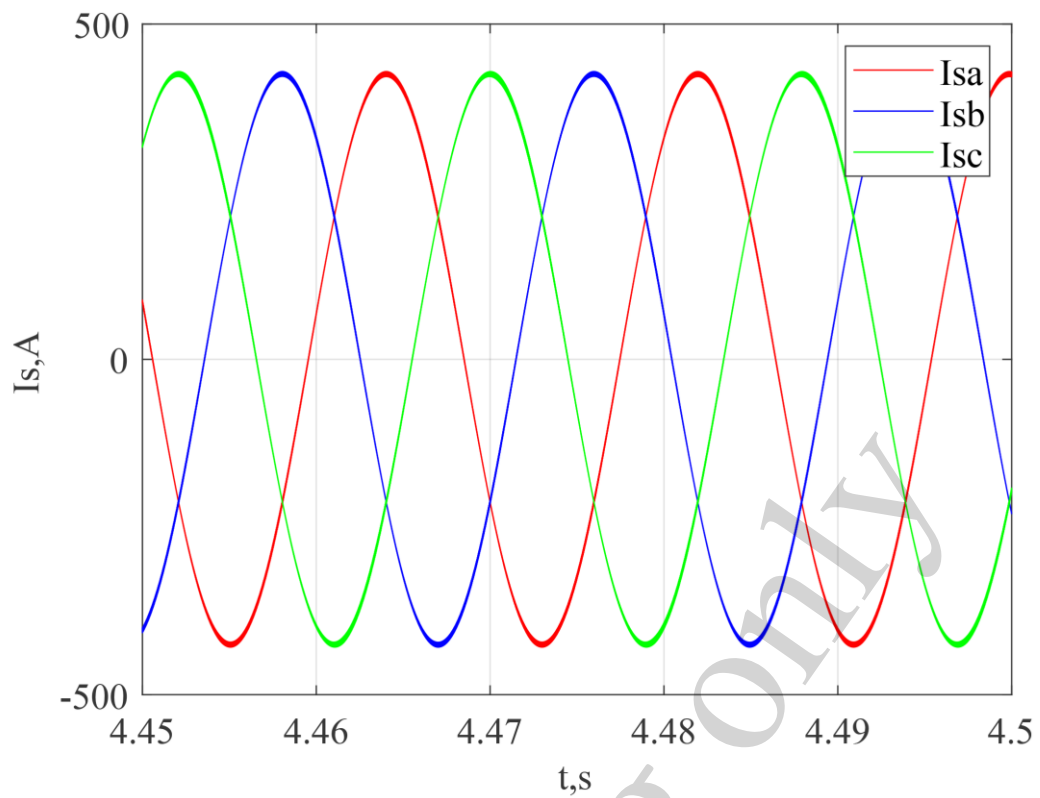


Рис. 5. Діаграми статорних струмів неушкодженого двигуна у сталому режимі

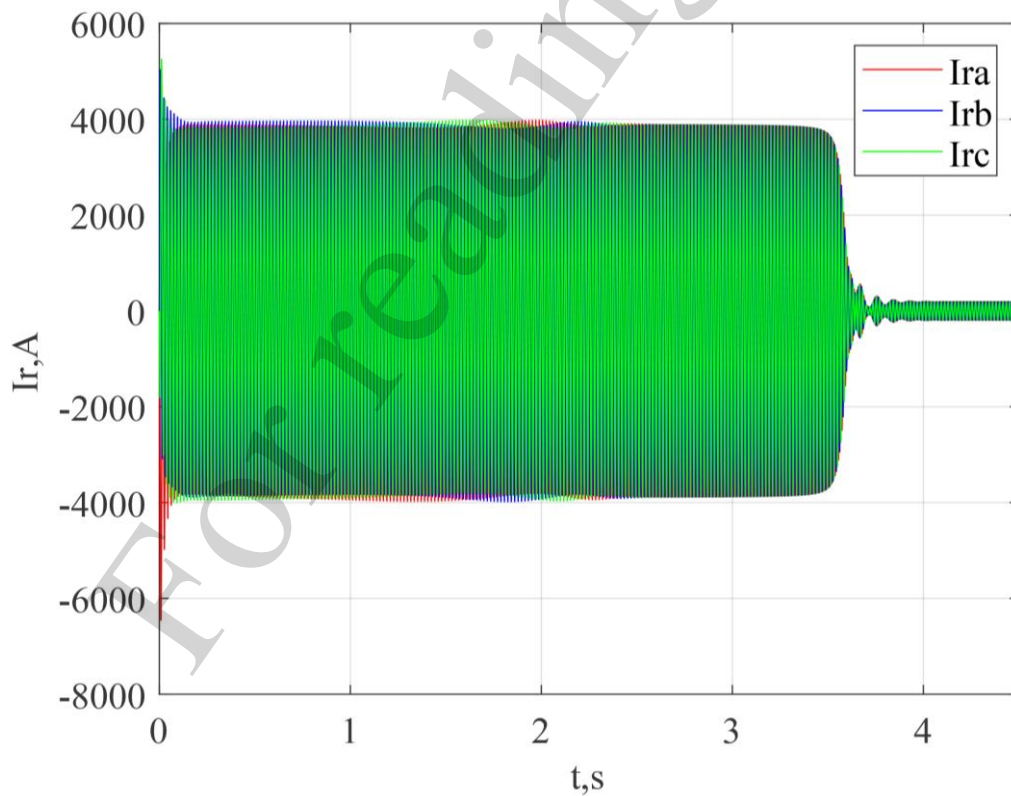


Рис. 6. Діаграми роторних струмів неушкодженого двигуна

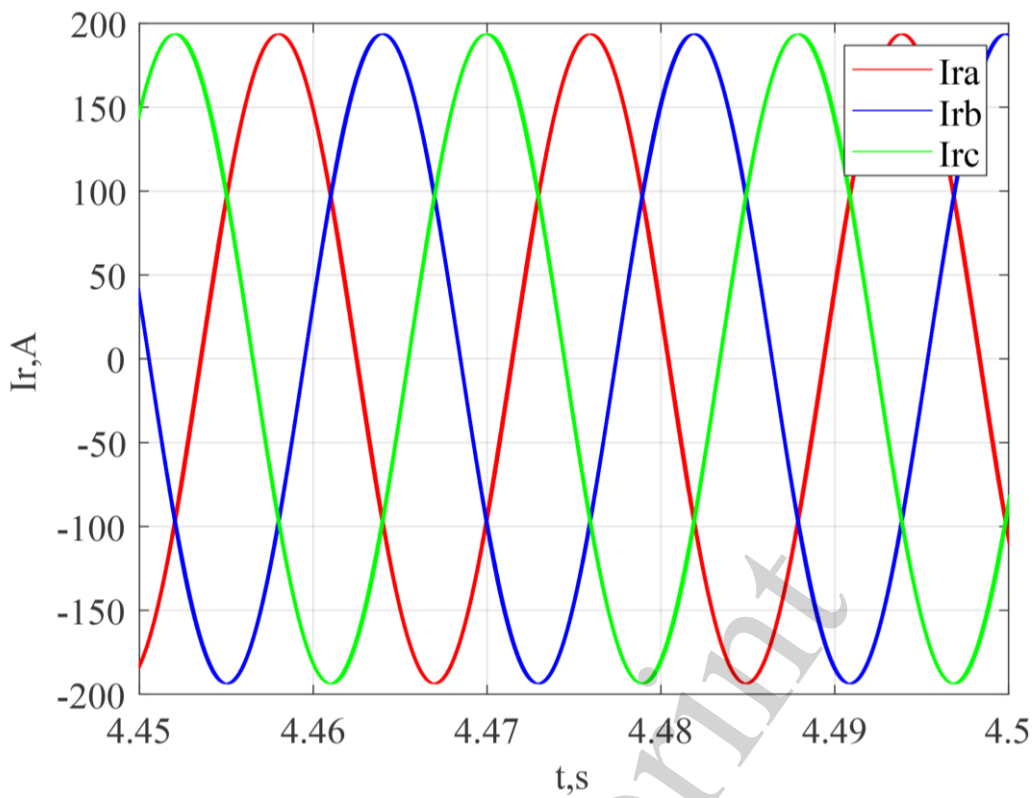


Рис. 7. Діаграми роторних струмів неушкодженого двигуна у сталому режимі

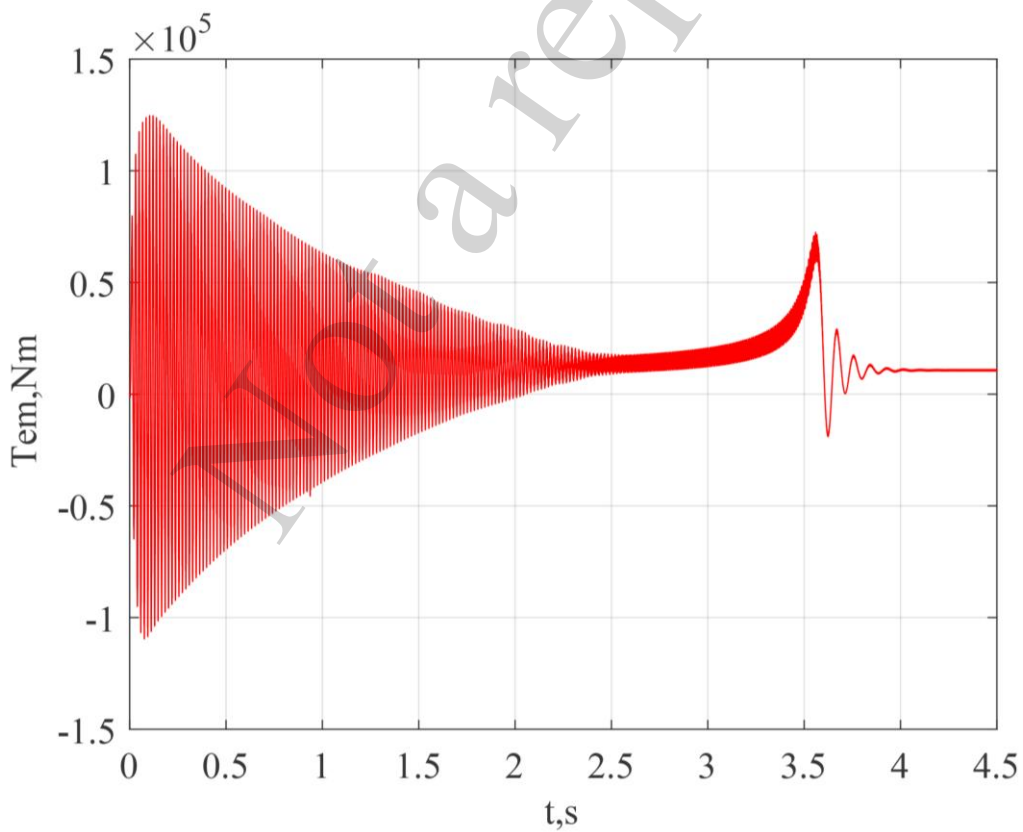


Рис. 8. Діаграма крутного електромеханічного моменту неушкодженого двигуна

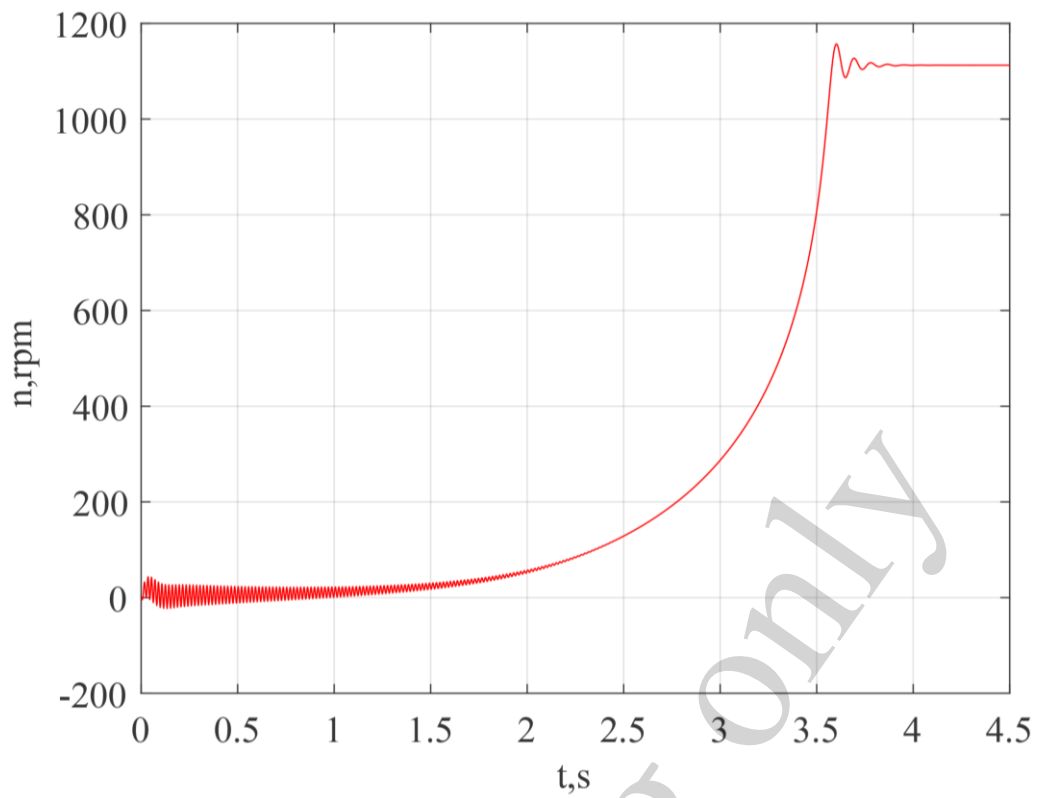


Рис. 9. Діаграма швидкості обертання валу неушкодженого двигуна

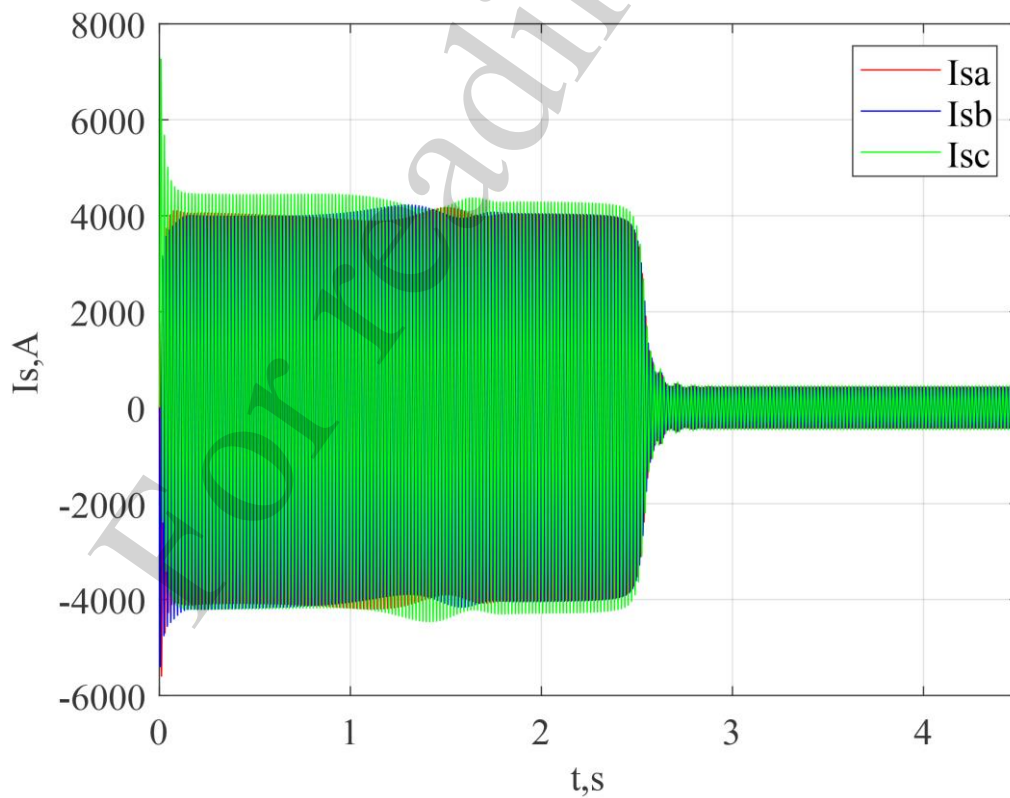


Рис. 10. Діаграми статорних струмів ушкодженого двигуна

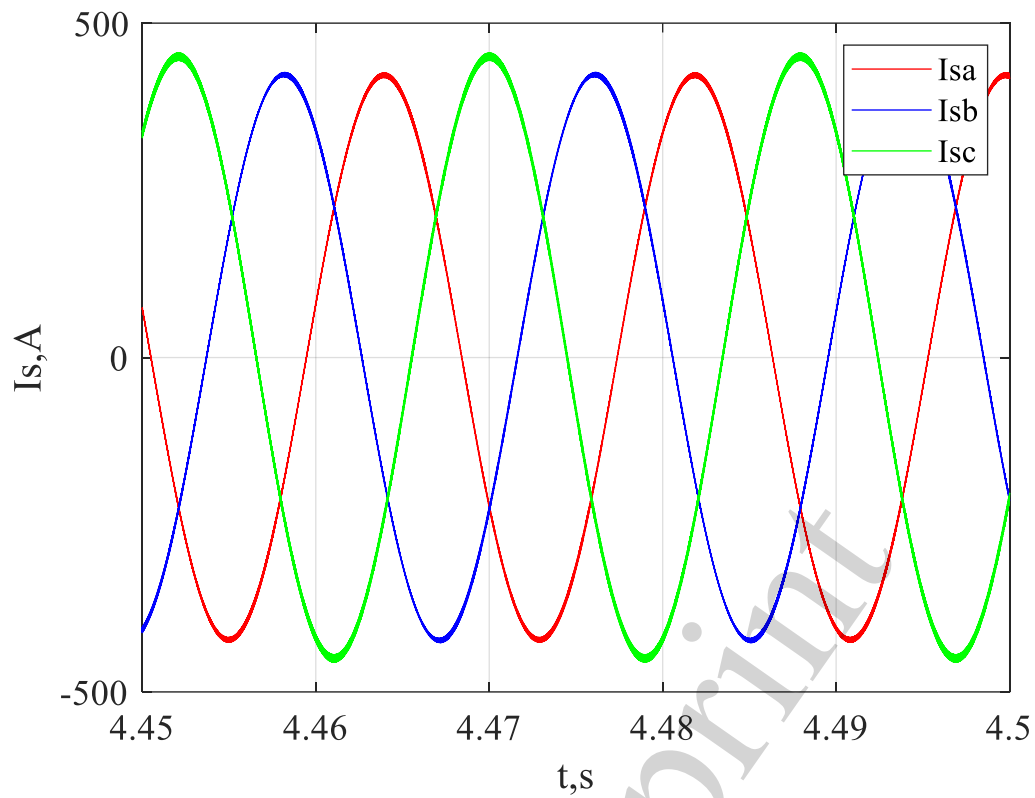


Рис. 11. Діаграми статорних струмів ушкодженого двигуна у сталому режимі

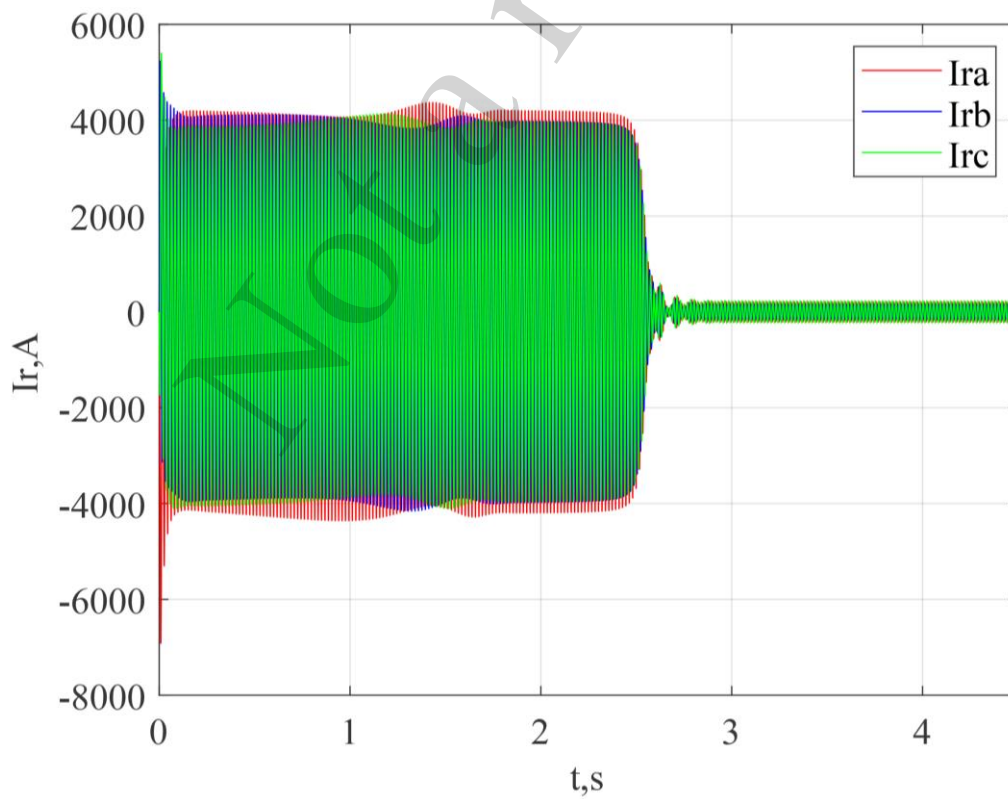


Рис. 12. Діаграми роторних струмів неушкодженого двигуна

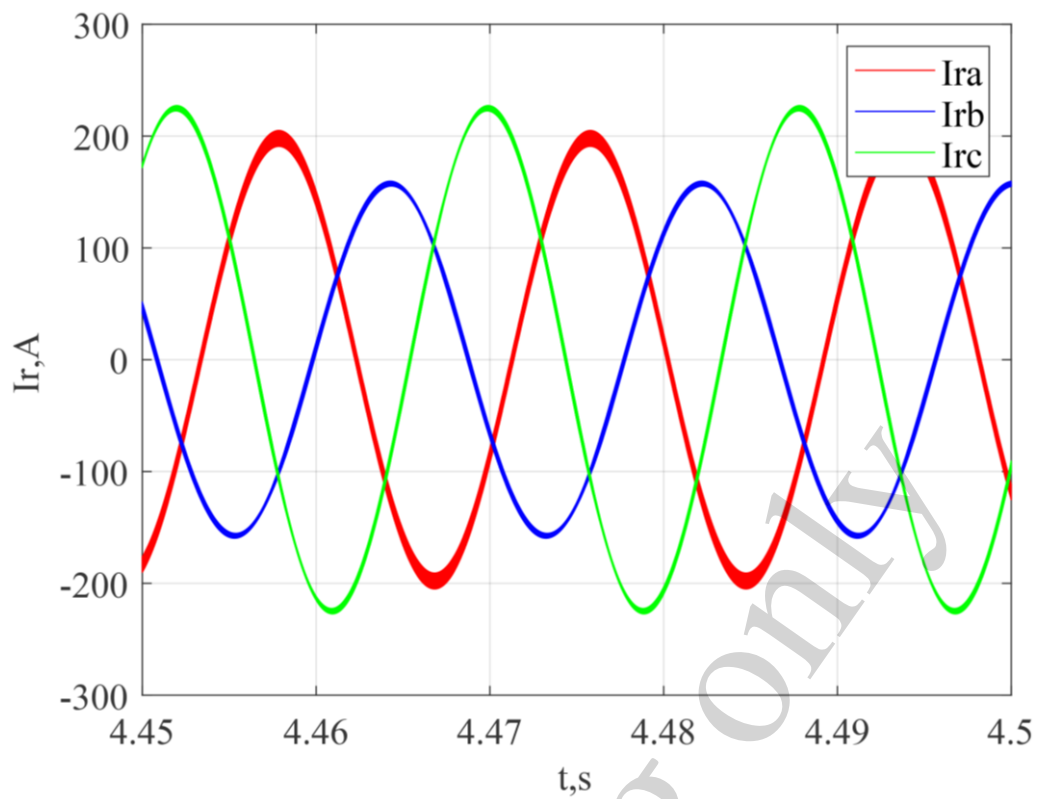


Рис. 13. Діаграми роторних струмів ушкодженого двигуна у сталому режимі

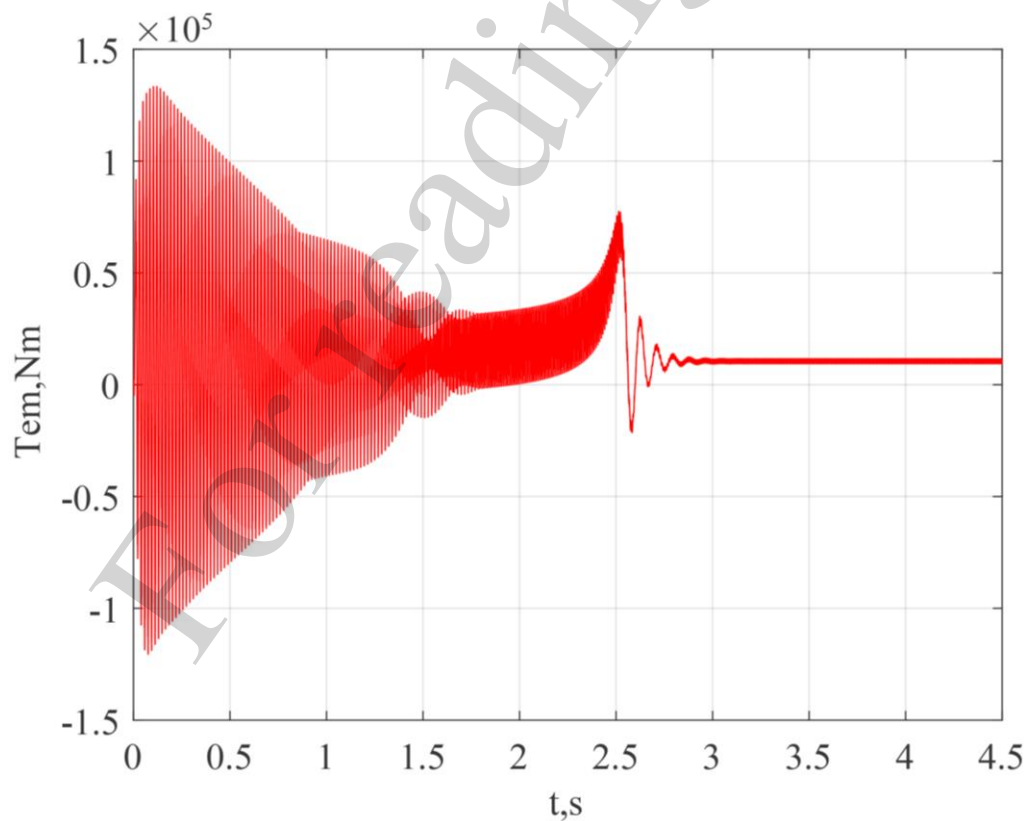


Рис. 14. Діаграма крутного електромеханічного моменту ушкодженого двигуна

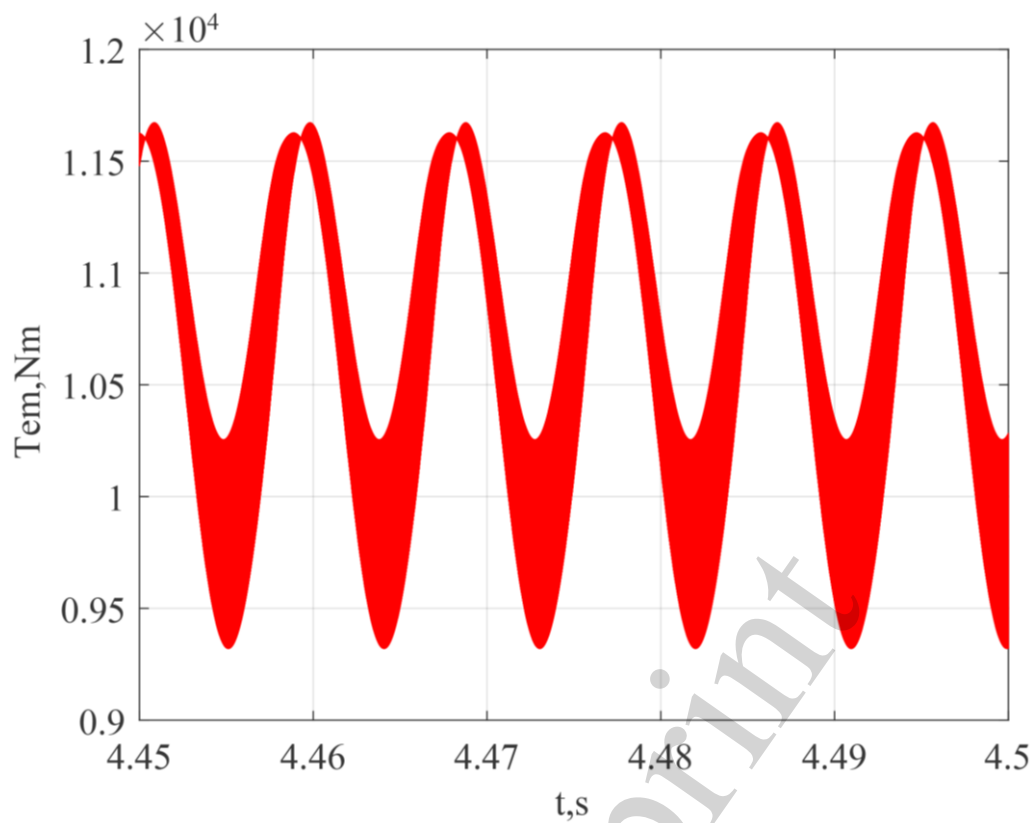
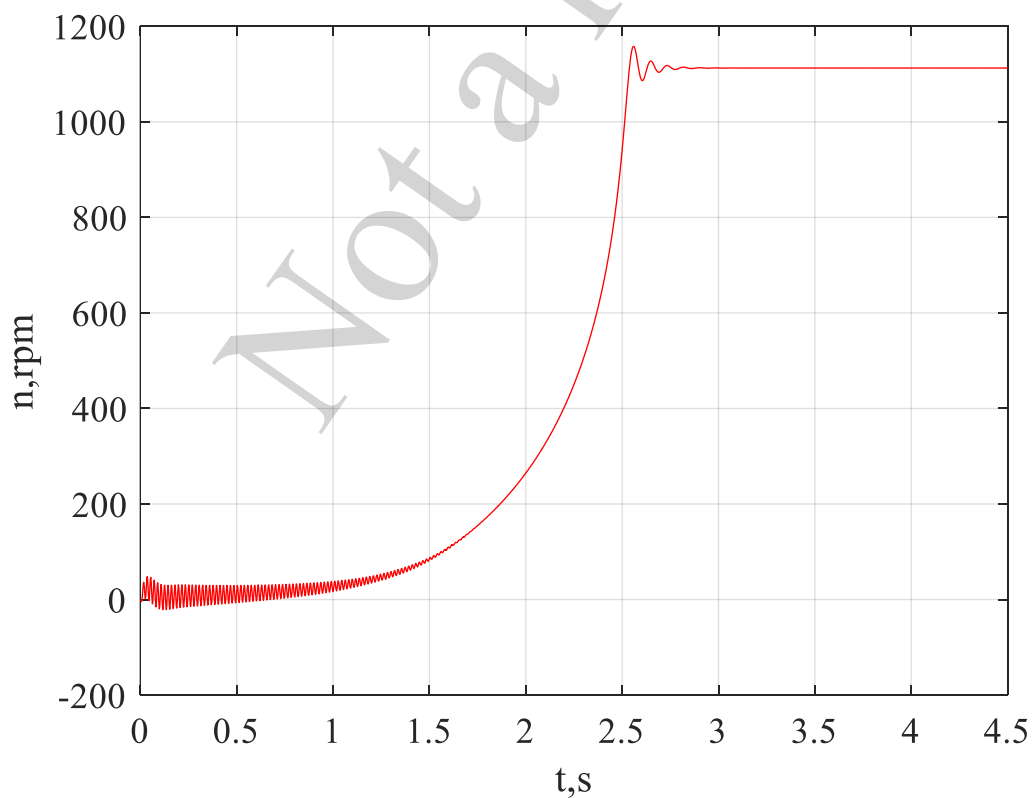


Рис. 15. Діаграма крутного електромеханічного моменту сталому режимі ушкодженого двигуна





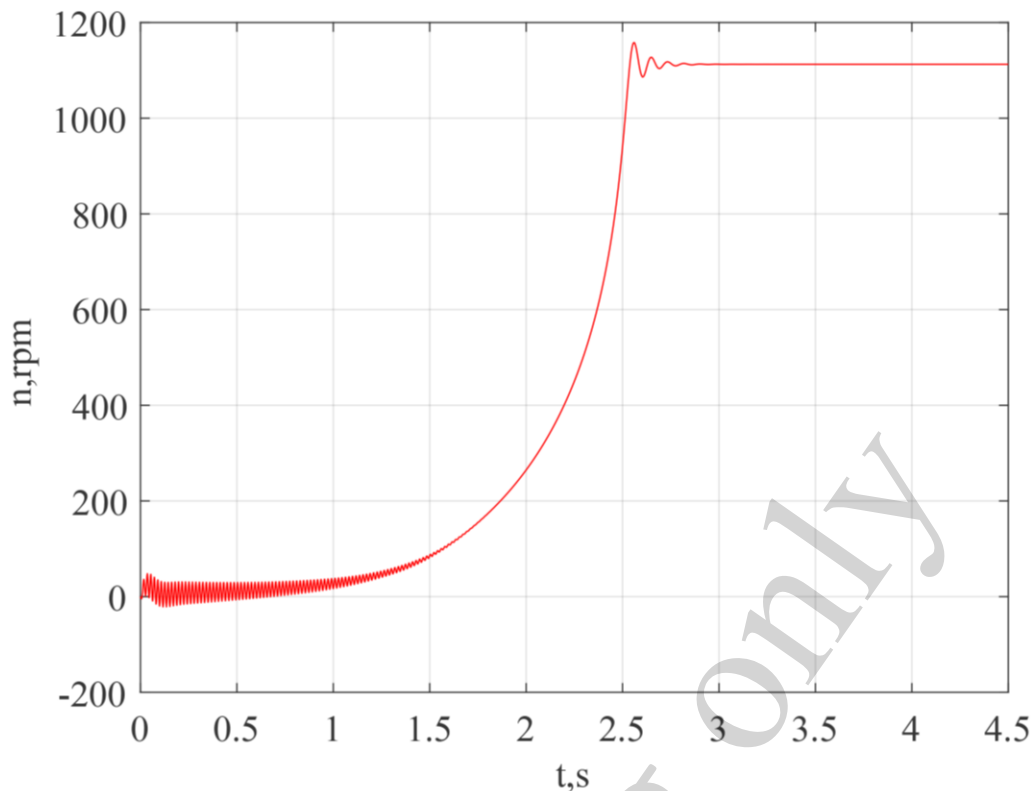


Рис. 16. Діаграма швидкості обертання валу ушкодженого двигуна

Діюче значення статорного струму для ушкодженої фази А склало 462 А, а для неушкоджених фаз В і С – 431 А (рис. 11). У сталому режимі на валу двигуна з'явилися пульсації моменту, частота яких є рівною подвійній частоті напруги живлення – 111,2 Гц. Максимальне значення їх склало 112300 Н·м, а мінімальне – 93100 Н·м (рис. 15). Час перехідного процесу склав 2,85 с.

## 6. Обговорення результатів моделювання асинхронного тягового двигуна

Точність моделювання неушкодженого асинхронного тягового двигуна може бути оцінена шляхом порівняння розрахункових значень статорних струмів, частоти обертання валу двигуна і крутного моменту для номінального сталого режиму з його паспортними значеннями. Похибка визначення статорних струмів склала 4,67 % (рис. 5), швидкості обертання валу двигуна – 0,21 % (рис. 9), крутного моменту – 0 % (рис. 8)

Висока ступінь достовірності визначення на моделі статорних струмів пояснюється тим, що розрахунок активного опору кола намагнічування, здійснений з врахуванням паспортного значення ККД двигуна.

Врахування насичення магнітопроводу асинхронного двигуна дало змогу уточнити параметри електродвигуна у перехідних та сталих режимах.

Тобто, можна вважати імітаційну модель асинхронного тягового двигуна адекватною з високим ступенем достовірності. Крім того, в запропонованій моделі не враховувались механічні втрати, які будуть враховані в подальших дослідженнях.



Було запропоновано алгоритм організації несиметричного режиму обмоток статора (19)–(26), (29)–(31) на основі методики, наведеної в дослідженні [26]. Запропонований алгоритм був реалізований на імітаційній моделі. На основі методики, наведеної в дослідженні [26] в роботі [16] був реалізований несиметричний режим обмоток статора. Але в роботі [16] при визначенні взаємних індуктивностей фаз враховувались зміни локальних взаємних індуктивностей обмоток статора і ротора. В ній не враховувались локальні взаємні індуктивності, викликані взаємним зв'язком між статорними і роторними обмотками, що є функцією кута повороту валу електродвигуна. Автори врахували цей недолік, що дозволило отримати більш точні характеристики електродвигуна при несиметричних обмотках статора.

Проведено аналіз часових діаграм статорних та роторних струмів (рис. 10–13), електромагнітного моменту (рис. 14, 15) та швидкості обертання валу двигуна (рис. 16) для ушкодженого асинхронного двигуна. В результаті аналізу встановлено, що характер зміни зазначених параметрів не суперечать даним, наведеним в роботах [29, 30], присвячених дослідженню міжвиткового замикання в обмотках статора асинхронного двигуна.

Дослідження роботи двигуна з несиметричними обмотками статора показало, що для даного режиму характерні пульсації крутного моменту у сталому режимі (рис. 15) і небаланс фазних струмів статора (рис. 11). Частота пульсацій крутного моменту рівна подвійній частоті напруги живлення. Коефіцієнт пульсацій крутного моменту склав

$$k_{pT} = \frac{T_{em\_max} - T_{em\_min}}{2 \cdot T_{em\_nom}} \cdot 100\% = \frac{11250 - 9710}{2 \cdot 10700} \cdot 100\% = 7,2\%. \quad (32)$$

Значення максимального і мінімального крутного моменту визначалось з рис. 14.

Цей показник для аналогічного ступеню ушкодження статорної обмотки асинхронного електродвигуна, наведений в дослідженнях [29, 30], склав 6,85 %. Розходження в результатах моделювання і наведених в дослідженнях [29, 30] не перевищує 5 %.

Небаланс фазних струмів статора склав

$$k_{mbal} = \frac{I_{s\_max} - I_{s\_min}}{2 \cdot I_{s\_nom}} \cdot 100\% = \frac{462 - 431}{2 \cdot 429} \cdot 100\% = 7,2\%. \quad (33)$$

Значення максимального і мінімального струму статора визначалось з рис. 11, а номінальне значення для симетричного режиму – з рис. 5.

Аналогічний показник для аналогічного ступеню ушкодження статорної обмотки асинхронного електродвигуна, наведений в дослідженнях [29, 30], склав 7,55 %. Розходження в результатах моделювання і наведених в дослідженнях [29, 30] не перевищує 5 %.

Час перехідного процесу для ушкодженого двигуна (рис. 14, 16) зменшився в порівнянні з часом перехідного процесу неушкодженого двигуна (рис. 8, 9) на 26,7 %. Це пояснюється тим, що в ушкодженому двигуні внаслідок зменшення кількості неушкоджених обмоток зменшуються взаємні індуктивності фаз, повна індуктивність гілки намагнічування (19)–(27), активний опір (30) та індуктивність розсіювання (31) ушкодженої обмотки. Порівняння часу перехідного процесу для ушкодженого та неушкодженого двигуна, наведеного в дослідженнях [29, 30], показало, що час перехідного процесу ушкодженого двигуна зменшився на 24,3 %. Розходження в результатах моделювання і наведених в дослідженнях [29, 30] не перевищує 10 %.

Однак розробка запропонованої моделі базувалась на припущенні про незалежність значень активних опорів статора і ротора від температури, яка, в свою чергу, є функцією величин відповідних фазних струмів. Цей фактор накладає певні обмеження для використання запропонованої моделі. Для врахування зазначеного фактору слід провести додаткові дослідження. При цьому, автори усвідомлюють труднощі, пов'язані з отриманням експериментальних даних в умовах експлуатації електровоза.

Продовженням роботи можуть бути:

- дослідження роботи тягового приводу електровоза змінного струму з асинхронними тяговими двигунами;
- дослідження впливу режимів роботи електровозів (зрушення та гальмування поїзду, перехід з однієї позиції контролера машиніста на іншу, буксування, юз) на енергетичні показники тягового приводу з асинхронними тяговими двигунами.

## 7. Висновки

1. В базовій моделі асинхронного двигуна виконана заміна взаємних індуктивностей на кероване джерелом напруги. Сигналом керування для джерела напруги є похідна потокозчеплення кола намагнічування за часом. Це в подальшому дало змогу врахувати насичення магнітопроводу електродвигуна та врахувати зміну взаємних індуктивностей кожної фази при зміні геометрії однієї з фаз. При цьому не потребує структурних змін електрична частина електродвигуна.

2. Врахування втрат в сталі за рахунок введення в коло намагнічування активного опору, включеного паралельно керованому джерелу напруги, дозволило високою точністю врахувати втрати в електричному двигуні в цілому та отримати з досить високою точністю значення фазних струмів статора. Це пояснюється тим фактом, що розрахунок значення активного опору кола намагнічування виконувався з врахуванням паспортного значення ККД електродвигуна.

Врахування насичення магнітопроводу електродвигуна шляхом множення взаємних індуктивностей фаз і повної індуктивності кола намагнічування на відносну індуктивність кола намагнічування як функції відносного потокозчеплення покращило динамічні властивості моделі. При цьому, на відміну від підходу врахування насичення, з використанням індуктивності кола намагнічування як функції струму кола намагнічування, не порушувались співвідношення між активною і реактивною складовими струму кола намагнічування.

3. При розробці алгоритму врахування зміни взаємних індуктивностей фаз та головної індуктивності при зміні геометричних розмірів обмоток статора в ряді досліджень враховувались тільки локальні взаємні індуктивності статорних і роторних обмоток. В запропонованому алгоритмі враховувались також локальні взаємні індуктивності між статорними та роторними обмотками. Це дало змогу досліджувати з більш високою точністю роботу асинхронного двигуна з несиметричними обмотками статора.

4. При реалізації математичної моделі в програмному середовищі MATLAB базова модель була доповнена блоком обчислення взаємних індуктивностей фаз і повної індуктивності кола намагнічування. Це дало змогу при організації несиметрії обмоток статора не змінювати структуру імітаційної моделі. Для цього необхідно замінити тільки значення активного опору та індуктивності ушкодженої фази та кількість ушкоджених витків обмотки.

5. При перевірці моделі на адекватність для неушкодженого двигуна виконувалось порівняння пускових характеристик у сталому режимі з паспортними значеннями. Похибки при вимірюванні швидкості обертання валу двигуна, електромагнітного моменту та фазних струмів статора неушкодженого двигуна у сталому режимі в порівнянні з паспортними даними електродвигуна склали 0,21 %, 0 %, 4,67 % відповідно.

Характер змін пускових характеристик неушкодженого і ушкодженого двигуна показав наступне. Небаланс фазних струмів в ушкодженому двигуні склав 7,2 %. Коефіцієнт пульсацій – 7,2 %, частота пульсацій рівна подвоєній частоті напруги живлення. Час перехідного процесу ушкодженого двигуна зменшився на 26,7 %. В роботах, присвячених дослідженню міжвиткового замикання обмоток статора асинхронного двигуна, були наведені наступні результати. Небаланс фазних струмів в ушкодженому двигуні склав 6,85 %. Коефіцієнт пульсацій – 7,55 %, частота пульсацій рівна подвоєній частоті напруги живлення. Час перехідного процесу ушкодженого двигуна зменшився на 24,3 %. Розходження в результатах моделювання і наведених в інших дослідженнях не перевищує 10 %. Це свідчить про те, що характер їх змін не суперечать даним, наведеним в роботах, присвячених дослідженню міжвиткового замикання обмоток статора асинхронного двигуна.

### **Подяки**

Автори зазначають, що виконання цього дослідження стало можливим, завдяки фінансуванню Міністерством освіти і науки України науково-дослідного проекту «Підвищення енергоефективності рухомого складу залізниць на основі ресурсозберігаючих технологій і інтелектуальних енергетичних систем» (№ держреєстрації 0120U101912).

### **Література**

1. Babyak, M., Keršys, R., Neduzha, L. (2020). Improving the Dependability Evaluation Technique of a Transport Vehicle. Proceedings of 24th International Scientific Conference. Transport Means 2020. Pt. II. Kaunas, 646–651.

2. Fomin, O. V. (2015). Increase of the freight wagons ideality degree and prognostication of their evolution stages. *Scientific Bulletin of National Mining University*, 3, 68–76. URL: <http://nv.nmu.org.ua/index.php/en/component/jdownloads/finish/54-03/8333-2015-03-fomin/0>
3. Kabalyk, Y. (2016). Determination of Energy Loss in Power Voltage Inverters for Power Supply of Locomotive Traction Motors. *Procedia Engineering*, 165, 1437–1443. doi: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2016.11.876>
4. Kuznetsov, V., Lyubarskyi, B., Kardas-Cinal, E., Yeritsyan, B., Riabov, I., Rubanik, I. (2020). Recommendations for the selection of parameters for shunting locomotives. *Archives of Transport*, 56 (4), 119–133. doi: <https://doi.org/10.5604/01.3001.0014.5650>
5. Kolpakhchyan, P., Zarifian, A., Andruschenko, A. (2017). Systems Approach to the Analysis of Electromechanical Processes in the Asynchronous Traction Drive of an Electric Locomotive. *Studies in Systems, Decision and Control*, 67–134. doi: [https://doi.org/10.1007/978-3-319-51502-1\\_3](https://doi.org/10.1007/978-3-319-51502-1_3)
6. Vlas'evskii, S. V., Malysheva, O. A., Marinich, L. P. (2019). Estimation of the Realization of Traction Force on the Adhesion of AC Electric Locomotives with an Asynchronous and Collector Drives. 2019 International Science and Technology Conference “EastConf.” doi: <https://doi.org/10.1109/eastconf.2019.8725405>
7. Bonnet, V. V., Loginov, A. Y., Prudnikov, A. Y., Bonnet, Y. V., Bonnet, M. V. (2020). Method for determining the power of squirrel-cage induction motors. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 421, 052009. doi: <https://doi.org/10.1088/1755-1315/421/5/052009>
8. Prudnikov, A. Yu., Bonnet, V. V., Loginov, A. Yu. (2020). Method of diagnostics of the rotor eccentricity of an induction motor. *Journal of Physics: Conference Series*, 1515, 052030. doi: <https://doi.org/10.1088/1742-6596/1515/5/052030>
9. Khechekhouche, A., Cherif, H., Benakcha, A., Menacer, A., Chehaidia, S. E., Panchal, H. (2020). Experimental diagnosis of inter-turns stator fault and unbalanced voltage supply in induction motor using MCSA and DWER. *Periodicals of Engineering and Natural Sciences*, 8 (3), 1202–1216. URL: <http://pen.ius.edu.ba/index.php/pen/article/view/1058/607>
10. Mirzaev, U., Abdurauf, A. (2021). Mathematical Model of an Asynchronous Motor in Full-Phase Operation. *International Journal of Engineering and Information Systems (IJEAIS) ISSN*, 5 (3), 10–14. URL: <https://ssrn.com/abstract=3815616>
11. Atiyah, A., Sulc, B. (2020). Role of Asynchronous Motor Modelling in Driven Railway Wheelset Dynamical Simulation Model. 2020 21th International Carpathian Control Conference (ICCC). doi: <https://doi.org/10.1109/iccc49264.2020.9257241>
12. Diacenko, G. (2020). Rotor flux controller for induction machines considering main inductance saturation. *Problemele Energeticii Regionale*, 3 (47), 10–19. URL: <https://zenodo.org/record/4018933#.YOVZPZj7SUK>

13. Pal, R. S. C., Mohanty, A. R. (2021). A Simplified Dynamical Model of Mixed Eccentricity Fault in a Three-Phase Induction Motor. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 68 (5), 4341–4350. doi: <https://doi.org/10.1109/tie.2020.2987274>
14. Nasir, B. A. (2020). An Accurate Iron Core Loss Model in Equivalent Circuit of Induction Machines. *Journal of Energy*, 2020, 1–10. doi: <https://doi.org/10.1155/2020/7613737>
15. Goolak, S., Tkachenko, V., Bureika, G., Vaičiūnas, G. (2021). Method of spectral analysis of traction current of AC electric locomotives. *Transport*, 35 (6), 658–668. doi: <https://doi.org/10.3846/transport.2020.14242>
16. Goolak, S., Gubarevych, O., Yermolenko, E., Slobodyanyuk, M., Gorobchenko, O. (2020). Mathematical modeling of an induction motor for vehicles. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 2 (2 (104)), 25–34. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.199559>
17. Zhang, R., Yin, Z., Du, N., Liu, J., Tong, X. (2021). Robust Adaptive Current Control of a 1.2 MW Direct-Drive PMSM for Traction Drives based on Internal Model Control with Disturbance Observer. *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, 1–1. doi: <https://doi.org/10.1109/tte.2021.3058012>
18. Deryabin, E. I., Zhuravleva, L. A. (2020). Electric traction drive of an agricultural tractor. *IOP Conference Series: Earth and Environmental Science*, 548, 032037. doi: <https://doi.org/10.1088/1755-1315/548/3/032037>
19. Ferestade, I., Ahmadian, M., Molatefi, H., Moaveni, B., Bokaeian, V. (2020). Integrated sliding mode and direct torque controls for improving transient traction in high-speed trains. *Journal of Vibration and Control*, 27 (5-6), 629–650. doi: <https://doi.org/10.1177/1077546320932027>
20. Liubarskyi, B., Petrenko, A., Shaida, V., Maslii, A. (2017). Analysis of optimal operating modes of the induction traction drives for establishing a control algorithm over a semiconductor transducer. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*, 4 (8 (88)), 65–72. doi: <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2017.109179>
21. Shavolkin, O., Shvedchikova, I. (2018). Forming of Current of the Single-Phase Grid Inverter of Local Combined Power Supply System with a Photovoltaic Solar Battery. 2018 IEEE 3rd International Conference on Intelligent Energy and Power Systems (IEPS). doi: <https://doi.org/10.1109/ieps.2018.8559540>
22. Yatsko, S., Vashchenko, Y., Sidorenko, A., Lyubarskyi, B., Yeritsyan, B. (2019). Electrical transport with onboard energy storage. *International Journal of Renewable Energy Research (IJRER)*, 9 (2), 848–858. URL: <https://www.ijrer.org/ijrer/index.php/ijrer/article/view/9143/pdf>
23. Shavolkin, O., Shvedchikova, I. (2020). Improvement of the multifunctional converter of the photoelectric system with a storage battery for a local object with connection to a grid. 2020 IEEE KhPI Week on Advanced Technology (KhPIWeek). doi: <https://doi.org/10.1109/khpiweek51551.2020.9250096>
24. Pustovetov, M. Y. (2018). Approach to Computer Implementation of Mathematical Model of 3-Phase Induction Motor. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 327, 022085. doi: <https://doi.org/10.1088/1757-899x/327/2/022085>

25. Пустоветов, М. Ю. (2016). Подход к реализации на ЭВМ математической модели асинхронного двигателя, предназначенной для использования в качестве составной части моделей электротехнических комплексов и систем. Моделирование. Теория, методы и средства: Материалы 16-ой Международной научно-практической конференции, посвященной 110-летию Южно-Российского государственного политехнического университета (НПИ) имени М.И. Платова. Новочеркасск, 332–345. URL: <https://www.elibrary.ru/item.asp?id=27557409>
26. Goolak, S., Gerlici, J., Tkachenko, V., Saponova, S., Lack, T., Kravchenko, K. (2019). Determination of Parameters of Asynchronous Electric Machines with Asymmetrical Windings of Electric Locomotives. Communications - Scientific Letters of the University of Zilina, 21 (2), 24–31. doi: <https://doi.org/10.26552/com.c.2019.2.24-31>
27. Carbonieri, M., Bianchi, N. (2020). Induction Motor Rotor Losses Analysis Methods Using Finite Element. 2020 IEEE International Conference on Industrial Technology (ICIT). doi: <https://doi.org/10.1109/icit45562.2020.9067209>
28. Accetta, A., Cirrincione, M., Pucci, M., Sferlazza, A. (2020). Space-vector state dynamic model of SynRM considering self- and cross-saturation and related parameter identification. IET Electric Power Application, 14 (14), 2798–2808. doi: <https://doi.org/10.1049/iet-epa.2020.0504>
29. Zagirnyak, M., Kalinov, A., Melnykov, V., Stakhiv, P. (2016). Fault-tolerant control of an induction motor with broken stator electric circuit. 2016 Electric Power Networks (EPNet). doi: <https://doi.org/10.1109/epnet.2016.7999372>
30. Zagirnyak, M., Kalinov, A., Melnykov, V. (2017). Variable-frequency electric drive with a function of compensation for induction motor asymmetry. 2017 IEEE First Ukraine Conference on Electrical and Computer Engineering (UKRCON). doi: <https://doi.org/10.1109/ukrcon.2017.8100505>