

В.І. Міліх

Чисельно-польовий аналіз активних і реактивних параметрів обмоток і механічна характеристика асинхронного двигуна з короткозамкненим ротором

Досліджуються реактивні (індуктивні) опори розсіяння і активні опори обмоток трифазних асинхронних двигунів (ТАД). Ці їхні важливі параметри визначаються при проектуванні і є основою для розрахунку низки енергетичних параметрів та характеристик. При класичному проектуванні ТАД опори обмоток визначаються з недостатньою точністю через низку припущень і умовностей. Особливо це стосується роботи ТАД з підвищеним ковзанням і відбивається на точності реалізації його проектних даних, пускових параметрів та характеристик. Метою роботи є подальший розвиток системи проектування ТАД шляхом чисельно-польового розрахункового аналізу активних і реактивних опорів обмоток ТАД у всьому діапазоні зміни його ковзання, і розрахунок механічної характеристики ТАД для підтвердження адекватності розрахунків цих опорів. Опори обмоток ТАД визначаються чисельними розрахунками магнітних полів розсіяння програмою FEMM у межах зубцевих кроків статора і ротора, а в стрижнях короткозамкненого ротора – з витісненням струму. Все робиться у діапазоні ковзання при роботі від пуску до неробочого ходу зі зміною струмів в пазах і відповідного магнітного насичення зубців осердь. Для розрахунків створено скрипт Lua, який керує програмою FEMM і забезпечує автоматизацію усіх обчислень. Чисельно-польовим методом показано, що класична методика проектування дає дуже великі похибки у визначенні магнітних провідностей пазового розсіяння ТАД, а також витіснення струму в стрижнях короткозамкненої обмотки ротора. Особливо це проявляється при підвищених ковзаннях у пусковому режимі. Надано числові оцінки розходжень класичного і чисельно-польового методів і проаналізовано походження похибок – сильне насичення зубців осердь статора і ротора. Це призводить до значного зменшення магнітних провідностей пазового розсіяння і практичної відсутності витіснення струму в стрижнях ротора, на яке раніше робився основний акцент. Отримані результати дозволили розрахувати механічну характеристику ТАД за прозорою формулою без використання коригувальних коефіцієнтів і довідникових графічних функцій. Надана методика чисельно-польового аналізу і отримані результати розрахунку опорів обмоток та механічної характеристики рекомендуються як основа для удосконалення системи проектування ТАД. Бібл. 18, табл. 7, рис. 13.

Ключові слова: асинхронний двигун, обмотки статора і ротора, активні і реактивні опори, магнітне насичення, вихрові струми, механічна характеристика, класичне проектування, чисельно-польовий розрахунковий аналіз.

Вступ. Трифазні асинхронні двигуни (ТАД) відносяться до найбільш поширених двигунів у різних сферах діяльності людини. Їх створення і удосконалення є завжди актуальним, особливо з урахуванням їх різноманітності і масового виробництва. Це відноситься і до процесу проектування із забезпеченням точності реалізації проектних даних, що дозволяє позбутися тривалих експериментальних доводок створюваних зразків.

До важливих параметрів ТАД, які визначаються при проектуванні, відносяться активні опори і індуктивні опори розсіяння обмоток статора і ротора. Вони є основою для подальшого розрахунку низки його енергетичних параметрів та характеристик, таких як експлуатаційні, механічні та пускові.

Для розрахунку зазначених опорів в системах проектування ТАД існують усталені методики, викладені, наприклад, в книгах [1, 2], які практично не змінюються десятиріччями. В цих методиках розрахунок опорів обмоток на рівні номінального навантаження ТАД звичайно не пов'язаний з принциповими проблемами, однак для пазового, лобового і диференціального розсіяння формули питомих магнітних провідностей є досить наближеними. Особливо це стосується пазового розсіяння, тому що для різних форм пазів потрібні окремі формули, які засновані на апріорі прийнятій спрощеній структурі магнітного поля.

Визначення опорів обмоток значно ускладняється для роботи ТАД з підвищеним ковзанням в діапазоні від точки пуску до критичної точки з максимальним електромагнітним моментом. Тут струми обмоток значно підвищуються і на опори обмоток впливають насичення зубцевих структур осердь статора і ротора, а також витіснення струму підвищеної частоти в стрижнях короткозамкненої обмотки ротора.

Визнано в [1, 2], що ці явища в першу чергу впливають на пазове розсіяння обмоток і на активний опір стрижня ротора, а також на диференціальне розсіяння.

Для розрахунку змінюваних через насичення зубців осердь статора і ротора складових активних і реактивних опорів обмоток ТАД методика їхнього проектування надає певні алгоритми [1, 2]. Вони побудовані на значних припущеннях, які додаються до того, що прийнято при розрахунках режиму номінального навантаження. Приміром, витіснення струму в пазах ротора різних форм ґрунтується на моделі прямокутного пазу, зміна провідностей пазового розсіяння – на частковому зменшенні її складових в верхній частині пазів. І до всього додаються різні уточнюючі коефіцієнти та узагальнені графічні залежності тощо.

Таким чином, справжня картина фізичних явищ, що відбуваються, для проєктанта стає непрозорою, а результати розрахунків – дуже наближеними.

Подолати умовності при розрахунках активних і реактивних опорів обмоток ТАД можуть чисельно-польові розрахунки за відповідними програмними комплексами, приміром, такими популярними, як ANSYS Maxwell, COMSOL Multiphysics, FEMM тощо.

Застосуванню цих комплексів та інших розрахункових і експериментальних досліджень параметрів та характеристик ТАД присвячена велика низка робіт, приміром, [3 – 15]. Але, виконуючи свою конкретну мету, вони не заглиблювалися в аналіз активних і реактивних параметрів обмоток ТАД у всьому діапазоні супутніх ним ковзань. Тобто, вони використовували результати проектування ТАД і створені їхні зразки, не звертаючись до проектного аналізу зазначених параметрів. Тому таке завдання залишається недостатньо вивченим і актуальним.

© В.І. Міліх

Метою роботи є подальший розвиток системи проєктування ТАД шляхом чисельно-польового розрахункового аналізу активних і реактивних опорів його обмоток у діапазоні зміни ковзання s від 1 до 0, і розрахунок механічної характеристики ТАД для підтвердження адекватності розрахунків цих опорів.

Аналіз останніх досліджень. Дослідження і використання активних і індуктивних параметрів ТАД дуже широкі і багатообразні і в теорії, і в проєктуванні, і в експериментальній роботі.

До вже зазначених методик проєктування [1, 2] додамо статтю [3], де запропоновано чисельно-польовий аналіз адекватності проєктних даних ТАД і метод їх уточнення, що теж вимагало використання зазначених параметрів.

Цікавою є робота [4], де наголошується, що для керування і досягнення ефективного приводу ТАД необхідно глибоке розуміння і точне визначення його параметричних характеристик. Відповідно виконується критичний аналіз сучасних методів їхнього визначення, і на основі Т-подібної схеми заміщення ТАД пропонується ефективний метод, який складається з випробування без ротора і з подвійним навантаженням. Поглиблені експерименти з дослідження активних опорів і індуктивностей обмоток виконуються залежно від струму статора і частоти. Зазначається, що повністю враховується вплив магнітного насичення, втрат в осерді і скін-ефекту в стрижні ротора, що забезпечує точність виміру параметрів ТАД.

В практиці розрахункового визначення параметрів і характеристик ТАД еволюція відбувалась залежно від наявності технічних можливостей та програмного забезпечення.

Стаття [5] присвячена визначенню параметрів схеми заміщення ТАД за паспортними даними асинхронних двигунів і побудові їхніх механічних характеристик з аналізом розрахункової похибки. Розглянуті варіанти уточнення відомої формули Клосса і модифікована формула критичного ковзання. Але не йдеться про зміни параметрів ТАД через насичення магнітопроводу і витіснення струму в обмотці ротора.

Індуктивності обмоток статора і ротора і магнітне розсіяння в [6] визначаються методом скінчених елементів. Дослідження виконуються при зміні намагнічувальних струмів і частоти обертання ротора і відбивають зміну параметрів ТАД. Але вони визначаються для обмоток в цілому без аналізу складових індуктивностей і витіснення струму в стрижнях ротора.

В [7] також чисельно-польовим аналізом визначаються параметри ТАД з ускладненою обмоткою статора для доведення поліпшення гармонійного складу і продуктивності машини. Основою аналізу є Т-подібна схема заміщення ТАД, параметри якої знаходяться при загальноприйнятих припущеннях.

В [8] для ідентифікації активного і індуктивного опорів короткого замкнення ТАД сформована тривимірна математична модель нестационарних електромагнітних полів, в якій врахуванні нелінійності електрофізичних і магнітних властивостей матеріалів.

В [9] розглянуто рівняння, отримане для визначення активного опору фазної обмотки статора, яке складається з відношення середніх значень інтеграль-

них функцій струму та напруги в усталеному режимі роботи, що орієнтовано на аналіз параметричної несиметрії асинхронного двигуна.

В [10] надано огляд методів ідентифікації для отримання точних параметрів асинхронного двигуна офлайн і онлайн з урахуванням підвищення температури обмотки, скін-ефекту і насичення магнітопроводу. При ідентифікації двигун тримають у стані зупинки і подають сигнал постійної напруги або однофазної напруги змінного струму.

У статті [11] представлено оцінювач параметрів асинхронного двигуна, заснований на адаптивній системі еталонної моделі (MRAS). Пропонується нова концепція оцінювача PQ-MRAS, яка дозволяє одночасно розраховувати опори статора та ротора, що вважається її основною перевагою. Оцінювач використовує активну і реактивну потужності машини, які розраховується за єдиними вимірюваними напругою та струмом статора.

В [12, 13] запропоновано алгоритм розрахунку механічних характеристик і методи аналізу пускових режимів асинхронних двигунів з короткозамкненим ротором. Розроблені методи розрахунку мають в своїй основі математичну модель ТАД, в якій враховується зміна власних та взаємних диференціальних індуктивних опорів внаслідок насичення магнітопроводу та активного опору обмотки ротора через витіснення струму в її стрижнях. Однак власне активні та індуктивні опори як такі не надаються і не аналізуються.

У статті [14] представлено нову методологію вимірювання опору асинхронного двигуна для масового виробництва, і проаналізовано залежність індуктивності його обмотки від струму намагнічування та гармонік напруги вищого порядку, надано також імітаційну модель стійкості двигуна до їхнього впливу.

В [15] обговорюється адаптивне моделювання ТАД з метою уточненого його проєктування і відповідності стандартам захисту та певному призначенню. Надано алгоритм реалізації статичного і динамічного моделювання асинхронної машини, який перевірено на основі кількох звичайних методів. Одною з основ моделювання є Т-подібна схема заміщення в різних варіаціях її структури і параметрів.

Об'єкт дослідження. Для демонстрації виконуваних досліджень прийнято варіант ТАД на номінальну потужність $P_N = 15$ кВт; фазну напругу $U_{sN} = 220$ В і частоту $f_s = 50$ Гц; кількість фаз $m_s = 3$ і пар полюсів $p = 2$. За проєктним розрахунком цього ТАД в [2] визначено: висота осі обертання $h = 160$ мм, зовнішні діаметри статора $d_{se} = 0,272$ м і ротора $d_r = 0,184$ м; повітряний проміжок $\delta = 0,5$ мм; номінальне ковзання $s_N = 0,0026$; активна довжина $l_a = 0,13$ м; номінальний фазний струм статора $I_{sN} = 29$ А; кількості його пазів $Q_s = 48$ і послідовних витків на фазу обмотку $N_s = 112$, кількості паралельних віток $a_s = 2$, обмотковий коефіцієнт $K_{W_s} = 0,959$; фазний струм ротора $I_{rN} = 442$ А; кількість пазів $Q_r = 38$.

Обмотка статора одношарова, діаметральна, що характерно для ТАД визначеної потужності. Обмотка ротора короткозамкнена лита з алюмінієвого сплаву, скіс пазів відсутній, тому коефіцієнт скосу $K_{sqr} = 1$.

Загальне компонування ТАД надано на рис. 1.

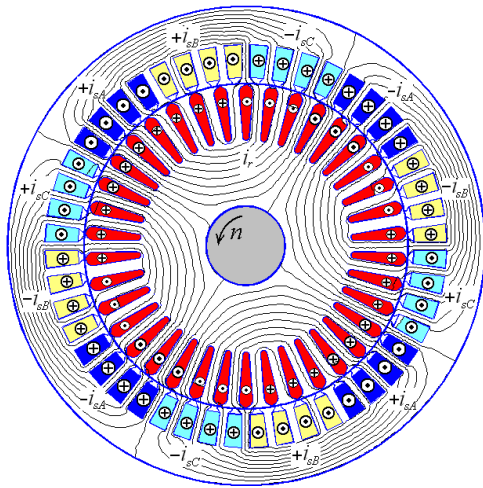


Рис. 1. Електромагнітна система ТАД з розподілом струмів в його обмотках і картиною силових ліній магнітного поля при номінальному навантаженні

В даному ТАД застосовані поширені форми пазів статора і ротора загальнопромислових ТАД [1, 2], які показано на рис. 2 разом з зубцями і позначенням розмірів (в мм). Ускладнює осердя ротора перемичка завтовшки h_{r0} , яка робить паз закритим.

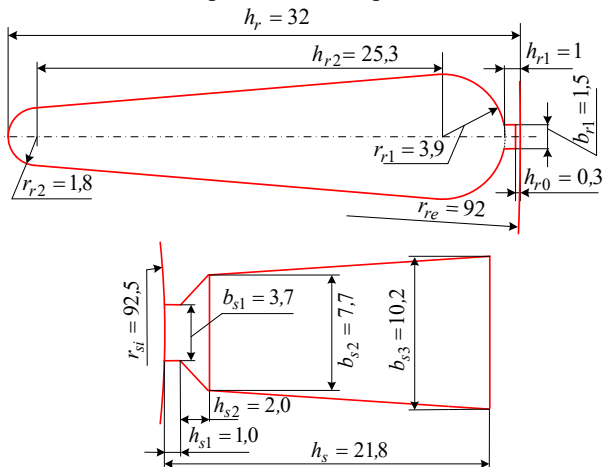


Рис. 2. Пази ротора і статора ТАД, що розглядається

Конкретним формам пазів в класичній методиці розрахунків ТАД відповідають конкретні формули питомих магнітних провідностей пазового розсіяння. Але чисельно-польовим розрахункам магнітних полів це не робить ускладнень, тому що вони є універсальними і при переході від однієї форми паза до іншої алгоритм розрахунку не змінюється. Теж відноситься і до розрахунку розподілу струму в пазах ротора з урахуванням ефекту його витіснення.

Основи чисельно-польових електромагнітних розрахунків. Магнітні поля в ТАД розраховуються відомим методом скінченних елементів в популярному програмному пакеті FEMM [16]. Оскільки розрахункових варіантів планувалося багато, процес проєктування ТАД, побудова його фізико-геометричної моделі в програмному середовищі FEMM, керування розрахунками магнітного поля та визначення необхідних електромагнітних параметрів були автоматизовані. Для цього за прикладом в [17] й інших авторських роботах створений скрипт на алгоритмічній мові Lua, інтегрованої до програми FEMM.

Стационарне магнітне поле ТАД в його центральному поперечному перерізі описується загальновідомим двомірним диференціальним рівнянням [16]:

$$\text{rot}[\mu_a^{-1} \text{rot}(\vec{k}A_z)] = \vec{k}J_z, \quad (1)$$

де A_z , J_z – аксіальні складові векторного магнітного потенціалу (ВМП) і густини струму; μ_a – абсолютна магнітна проникність; \vec{k} – орт за аксіальною віссю z .

Поширення магнітного поля обмежується зовнішньою поверхнею осердя статора, де для ВМП задано граничну умову Діріхле: $A_z = 0$. На рис. 1 надано приклад картини силових ліній магнітного поля ТАД при номінальному навантаженні.

При розрахунку магнітного поля разом з вихровими струмами в пазах ротора постановка задачі змінюється. Програма FEMM у даному випадку вирішує гармонічну задачу плоскопаралельного електромагнітного поля на основі розв'язання рівняння [16]:

$$\text{rot}[\mu_a^{-1} \text{rot}(\vec{k}A_z)] = \vec{k}(J_{zst} - \gamma_{Al} \frac{\partial A_z}{\partial t}), \quad (2)$$

де A_z , J_{zst} , $J_{zec} = -\gamma_{Al} \frac{\partial A_z}{\partial t}$ – змінні у просторі та

часі величини ВМП та густини стороннього і вихрового струмів; γ_{Al} – питома електропровідність матеріалу стрижня ротора.

Тепер, у ускладненому випадку математичної моделі (2), аксіальна складова густини струму має дві компоненти:

$$J_z = J_{zst} + J_{zec}. \quad (3)$$

Зазначимо, що при розв'язанні рівняння (2) програма FEMM оперує з комплексними значеннями, які відображають гармонійні електромагнітні величини, що змінюються з частотою стороннього струму. У такій же формі видаються результати розрахунку, тобто їхніми комплексними значеннями.

Для визначення достатньої зони розрахунку розподілу струмів в пазах ротора попередньо виконано тестові розрахунки.

З розглянутих варіантів зони моделювання електромагнітного поля для розрахунків спочатку обрано повну геометричну модель ТАД, яка надана на рис. 1.

При розрахунку розподілу струму в стрижнях обмотки ротора активними призначено два стержні обмотки ротора в діаметрально розташованих пазах. Струми в них спрямовані зустрічно, щоб забезпечити їх асиметрію і нульовий баланс сумарного струму в зоні розрахунку. У решті пазів ротора і статора струмів не було. Частота зміни струмів ротора у пусковому режимі для програми FEMM задана як $f_r = f_s$.

Для стрижнів в пазах ротора прийнята електропровідність алюмінієвого литва в холодному стані $\gamma_{Al} = 27 \text{ МСм/м}$ [1]. Виявлено, що в обох пазах розподіл густини струму був однаковим зі зміною знака.

Після попередніх розрахунків була застосована інша розрахункова модель, яка надана на рис. 3. Це, за суттю, фрагмент повної моделі за рис. 1, але у межах зубцевого кроку ротора із захопленням частини спинки осердя ротора та повітряного проміжку з умовною частиною прилеглого осердя статора. Розрахунки магнітного поля з вихровими струмами на цій моделі надали практично ті ж самі результати, що і у попере-

дньому випадку. Це відповідає тому, що робиться при визначенні індуктивних параметрів і витіснення струму в методиках проектування ТАД. Причому там зона розрахунку обмежується тільки пазом без залучення прилеглих частин зубцевої зони, для яких магнітна проникність вважається нескінченно великою.

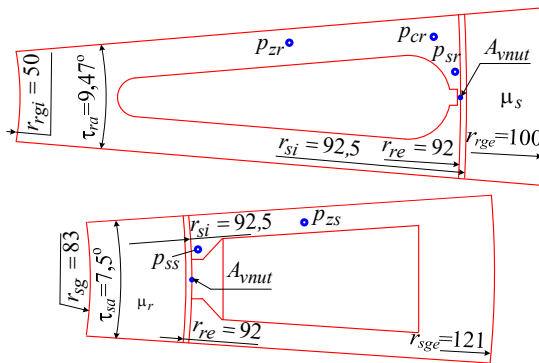


Рис. 3. Розрахункові моделі пазів ротора і статора у межах їхніх зубцевих кроків

Аналогічно зона розрахунку магнітного поля прийнята і для паза статора – вона теж показана на рис. 3 і захоплює пазовий крок осердя статора з прилеглими частинами його зубців і спинки, а також проміжку і умовної частини осердя ротора.

Таким чином, при розрахунку магнітних полів використовується розрахункові моделі за рис. 3: для паза статора – за рівнянням (1), для паза ротора – за рівнянням (2) з урахуванням вихрових струмів.

Оскільки в обох випадках розраховується магнітне поле пазового розсіяння, то вважається, що за зовнішні межі розрахункових моделей за рис. 3 воно не виходить. Тому тут для ВМП задається вже згадувана гранична умова Діріхле: $A_z = 0$.

При розрахунку магнітного поля паза ротора магнітні властивості прилеглої частини його осердя задавались кривою намагнічування відповідної сталі, а для умовної частини осердя статора задавалась постійна магнітна проникність μ_s . При розрахунку магнітного поля паза статора робилось аналогічно, а в умовній частині осердя ротора задавалась постійна магнітна проникність μ_r . Це позначено на рис. 3, а у подальшому μ_s і μ_r – це відносні магнітні проникності і їхні значення надаються у відносних одиницях (в.о.).

Розв'язання рівнянь (1) і (2) для програми FEMM є тривіальною задачею. При цьому в пазах задаються сторонні струми, а в результаті чисельного розрахунку програма надає розподіл ВМП, а для паза ротора – ще розподіл вихрових струмів.

Після цього настає черга визначення магнітних провідностей пазового розсіяння провідників і активного опору стрижня ротора. Розглянемо методику цього на прикладі паза ротора, для магнітних провідностей паза статора це йде аналогічно.

Приклади картин розрахованих магнітних полів для пазів ротора і статора надано на рис. 4 (поки що без вихрових струмів в пазу ротора).

Для паза ротора або статора визначається одиничне (на один провідник) магнітне потокозчеплення (МПЗ) разом з «баластом», який надається магнітним полем, що виходить у проміжок і осердя за ним, Вб:

$$\Psi_{nut} = \frac{1}{S_{nut}} \int A_z dS, \quad (4)$$

де S_{nut} – площа провідникової частини паза, м².

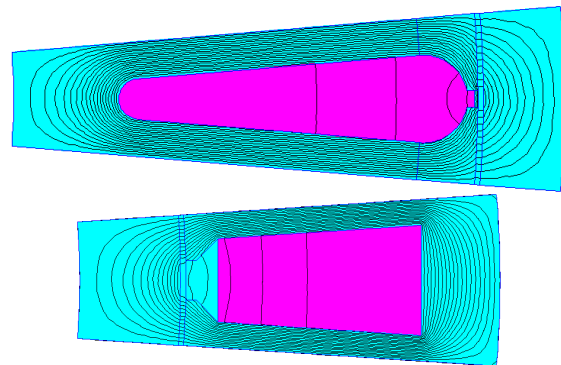


Рис. 4. Картини магнітного поля стрижня ротора при $\mu_s=1000$ і статора при $\mu_r=1000$ і номінальних струмах

МПЗ розсіяння внутрішньої частини паза, Вб:

$$\Psi_{rn} = \Psi_{nut} - \Phi_{vnut}, \quad (5)$$

де Φ_{vnut} – магнітний потік за шліцом паза (баласт), Вб:

$$\Phi_{vnut} = A_{vnut} \cdot l_a, \quad (6)$$

де A_{vnut} – значення ВМП, Вб/м, на поверхні у верхньої частині пазів – в точках, які надані на рис. 3.

За МПЗ (5) визначається одинична індуктивність пазового розсіяння провідників в пазу, Гн;

$$L_{orn} = \Psi_{rn} / I_{nut}, \quad (7)$$

де I_{nut} – амплітуда стороннього струму, А, в пазу: для ротора $I_{nut} = \sqrt{2} I_r$ (без вихрових струмів, які у підсумку дають нульовий внесок); для статора $I_{nut} = z_{Qs} \sqrt{2} I_s$, де I_r, I_s – діючі значення струмів; z_{Qs} – кількість ефективних провідників в пазу статора.

Головним результатом є шукана питома магнітна провідність розсіяння внутрішньої частини паза, в.о.:

$$\lambda_{rn} = L_{orn} / (\mu_0 l_a), \quad (8)$$

де μ_0 – магнітна постійна ($\mu_0 = 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м).

Для визначення активного опору стрижня ротора з урахуванням нерівномірного розподілу густини струму в ньому, здійснюються такі кроки.

За знайденим розподілом густини струму J_z безпосередньо програмою FEMM визначаються втрати активної потужності в стрижні ротора, Вт:

$$P_{nr} = \frac{l_a}{\gamma_{Al} S_{nut}} \int J_z^2 dS. \quad (9)$$

Тоді шуканий активний опір стрижня обмотки ротора з урахуванням витіснення струму в ньому, Ом:

$$R_{nr} = 2 \cdot P_{nr} / I_{nut}^2. \quad (10)$$

При рівномірному розподілі струму активний опір стрижня ротора, Ом:

$$R_{nr0} = \frac{l_a}{\gamma_{Al} S_{nut}}. \quad (11)$$

Ступінь зміни опору стрижня ротора оцінюються коефіцієнтом витіснення його струму

$$k_{Rr} = R_{nr} / R_{nr0}. \quad (12)$$

Аналіз результатів розрахунків магнітних полів, вихрових струмів та параметрів провідників в пазах ротора і статора. Основна частина розрахунків виконувалась з орієнтацією на робочу температуру

обмоток ТАД, яка в проєкті за [2] дорівнює 115 °С. При цьому питома електропровідність алюмінієвого лиття γ_{Al115C} для стрижнів обмотки ротора прийнята рівною 20,5 МСм/м.

Щоб мати базові точки відліку, наведемо значення параметрів ТАД з проєкту [2]: магнітні провідності пазового розсіяння ротора $\lambda_{rnb} = 2,64$ і статора $\lambda_{snb} = 1,48$, площа поперечного перерізу стрижня обмотки ротора $S_{rc} = 173,2 \text{ мм}^2$ і його активний опір $R_{r0} = 34,2 \cdot 10^{-6} \text{ Ом}$ при температурі 115 °С.

Розглядаючи різні розрахункові режими, струми в пазах ротора і статора (рис. 3) будемо надавати у відносних одиницях (в.о.) як їхні кратності відносно номінальних значень I_{rN} і I_{sN} :

$$k_{Ir} = I_r / I_{rN}; \quad k_{Is} = I_s / I_{sN}. \quad (13)$$

Щоб увійти у розрахунки магнітного поля і параметрів на зрозумілому рівні, почнемо з номінального режиму при $k_{Ir} = 1$, $k_{Is} = 1$ і відповідному ковзанні s_N . Перші розрахунки виконаємо при ненасичених неактивних частинах розрахункових моделей на рис. 3, для чого достатньо прийняти $\mu_s = 1000$ або $\mu_r = 1000$.

Результати чисельно-польового розрахунку магнітних потокозчеплень і індуктивних параметрів за (4) – (8) для стрижня ротора надані табл. 1, для провідників статора – в табл. 2 (в перших рядках таблиць), а картини магнітних полів вже показані на рис. 4.

Таблиця 1
МПЗ і індуктивні параметри стрижня ротора
при $s = s_N$; $k_{Ir} = 1$; $f_r = 1,3 \text{ Гц}$

μ_s , в.о.	Ψ_{nut} , 10^{-4} Вб	A_{vnut} , 10^{-3} Вб/м	Φ_{vnut} , 10^{-4} Вб	Ψ_{rn} , 10^{-4} Вб	$L_{\sigma rn}$, 10^{-7} Гн	λ_{rn} , в.о.
1000	8,982	4,511	5,864	3,119	4,989	3,054
50	8,400	3,985	5,180	3,220	5,152	3,154
1	4,280	0,6622	0,8609	3,419	5,469	3,348
0,01	3,621	0,1591	0,2068	3,414	5,462	3,343

Таблиця 2
МПЗ і індуктивні параметри провідників обмотки статора
при $k_{Is} = 1$; $f_s = 50 \text{ Гц}$

μ_r , в.о.	Ψ_{nut} , 10^{-4} Вб	A_{vnut} , 10^{-3} Вб/м	Φ_{vnut} , 10^{-4} Вб	Ψ_{sn} , 10^{-4} Вб	$L_{\sigma sn}$, 10^{-7} Гн	λ_{sn} , в.о.
1000	5,41	2,96	3,85	1,562	2,721	1,665
50	4,96	2,62	3,40	1,562	2,720	1,665
1	2,02	0,42	0,556	1,471	2,561	1,568
0,01	1,52	0,070	0,0904	1,431	2,492	1,526

Для основного параметра – магнітної провідності пазового розсіяння чисельно-польовий розрахунок дав результати, які перевищують дані класичних розрахунків для пазів ротора і статора на 15,7 і 12,5 %. Через невелику частоту струму ротора $f_r = 1,3 \text{ Гц}$ вплив вихрових струмів поки практично відсутній.

Можна вважати, що збільшення магнітних провідностей сталося завдяки більш природній структурі силових ліній магнітного поля в верхніх частинах пазів, де їхня густина і відповідно роль найбільш значущі, у той час коли класична методика априорі базується на занадто спрощеній структурі силових ліній.

Детальніше проаналізуємо структуру магнітної провідності паза ротора в його верхній частині – в зоні перемички, яка показана на рис. 2 і 5.

Магнітна провідність паза на товщині перемички за умовною формулою з методики проєктування [2]

$$\lambda_{rnh0} = \frac{1,12 \cdot h_{r0}}{I_{rN}} \cdot 10^{-3} = 0,760, \quad (14)$$

і вона ж через чисельно польовий розрахунок:

$$\lambda_{rnh0\mu} = \frac{A_{nnut} - A_{vnut}}{\mu_0 I_{nut}} = 1,243. \quad (15)$$

де A_{nnut} , A_{vnut} – значення ВМП в нижній і верхній точках перемички, які вказано рис. 5.

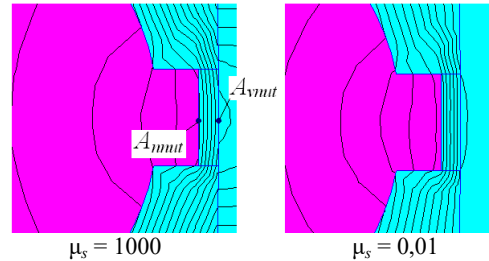


Рис. 5. Фрагмент паза ротора в верхній його частині

Видно, що різниця дуже велика і складає 63,5 %, хоча у повному значенні магнітної провідності розсіяння паза ротора це виглядає як 15,9 %. При цьому магнітна індукція в середині перемички дорівнює 3,28 Тл, а відносна магнітна проникність – 12.

Цікаво, що якщо перемички не було б, то саме це її місце, але немагнітне, давало б магнітну провідність

$$\lambda_{rnh0} = \frac{h_{r0}}{b_{r1}} = 0,20, \quad (16)$$

тобто стальна перемичка паза помітно підвищує значення індуктивних параметрів обмотки ротора.

При відсутності витіснення струму в пазу ротора активний опір стрижня за (10) $R_{rr} = 36,2 \cdot 10^{-6} \text{ Ом}$, що декілька відрізняється від наданого вище проєктного значення R_{r0} . Це через те, що програма FEMM своїми засобами визначає площу поперечного перерізу стрижня обмотки ротора більш точно: $S_{nut} = 175,1 \text{ мм}^2$.

На розрахункових моделях за рис. 3 було перевірено, як впливає на результати розрахунків значення магнітної провідності неактивної частини зон розрахунку. Для цього до вже використаних значень $\mu_s = 1000$ і $\mu_r = 1000$ додали ще значення 50, 1 і 0,01.

Отримані картини силових ліній магнітного поля надані для паза ротора на рис. 6, для паза статора – на рис. 7, а результати розрахунків розміщені в чергових рядках тих самих табл. 1 і 2.

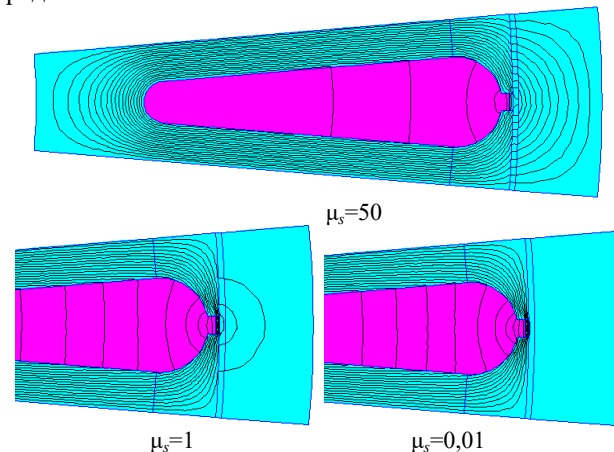


Рис. 6. Картини магнітного поля стрижня ротора при різних значеннях магнітної проникності зони осердя статора

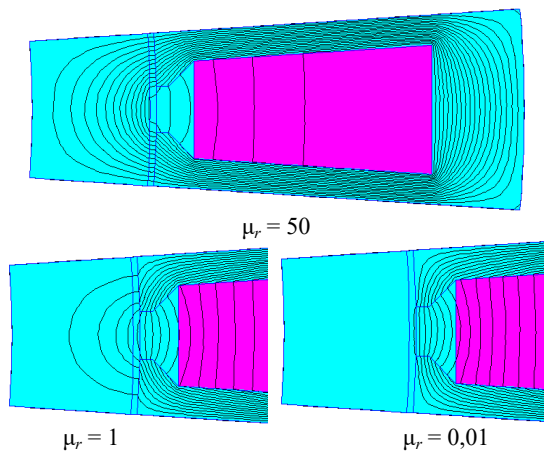


Рис. 7. Картини магнітного поля паза статора при різних значеннях магнітної проникності зони осердя ротора

Природно, що зі зменшенням магнітної проникності неактивної частини через проміжок проходить все менша частка магнітного поля, а у крайньому випадку при $\mu_s = 0,01$ і $\mu_r = 0,01$ цей шлях зачинений практично повністю. Це як раз відповідає звичайному припущенню при розгляді пазового розсіяння в [1, 2].

Але і у інших варіантах формулою (5) виділяється саме внутрішня пазова частина магнітного поля, тому в табл. 1 і 2 значення провідностей змінюються відносно слабо. Хоча зміни ϵ , і це означає, що деякий перерозподіл магнітного поля все ж є. Але все одно значення λ_{rn} і λ_{rn} виявляються більшими, порівняно з базовими значеннями з проектного розрахунку.

У класичному проектуванні ТАД вважається, що ефект витіснення струму у стрижні обмотки ротора найбільше проявляється у початковий момент пуску при ковзанні $s = 1$. Причому розподіл струму первісно визначається шляхом аналітичного розв'язання рівняння електромагнітного поля для паза прямокутної форми при ненасичених зубцях осердя. Потім для конкретних форм паза результат розрахунку активного опору стрижня обмотки коригується на основі довідкових залежностей і поправних коефіцієнтів, сформованих за досвідом проектування ТАД. Магнітні провідності пазового розсіяння, отримані для номінального режиму, також коригуються аналогічним чином, і при цьому непрямо враховується насичення зубців. Зрозуміло, що конкретної фізики процесу тут обмаль, і у підсумку похибок розрахунку пускових параметрів накопичується багато.

Чисельно-польові розрахунки здатні внести ясність в це питання і уточнити результати, тому що при цьому умовностей і припущень робиться значно менше, хоча без них повністю обійтись неможливо, вважаючи на складність процесу.

Отже, почнемо так, як і в класичному проектуванні, розглядаючи вихрові струми в пазу ротора при ненасичених зубцях при кратності струму ротора $k_{lr} = 1$, але при ковзанні $s = 1$ і частоті $f_r = 50$ Гц.

Отримана тонована картина розподілу густини струму в пазу ротора надана на рис. 8, де видно її збільшення у верхній частині паза. Підтвердження цього надається на рис. 9, де показано графіки розподілу густини струмів на лінії симетрії паза за його висою. Тут є три варіанти від комплексного значення

густини об'єднаних стороннього J_{st} і вихрового J_{ec} струмів: $|J_{st} + J_{ec}|$ – модуль; $\text{Re}|J_{st} + J_{ec}|$ – дійсна і $\text{Im}|J_{st} + J_{ec}|$ – уявна складові.

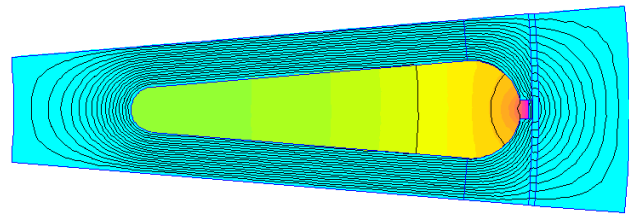


Рис. 8. Картина магнітного поля стрижня ротора при нерівномірному розподілі його струму ($f_r = 50$ Гц, $\mu_s = 1000$)

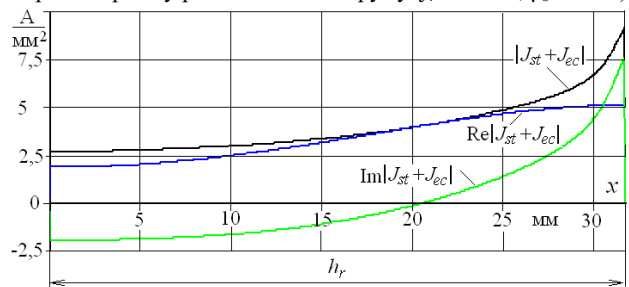


Рис. 9. Розподіли складових густини струму за висою паза ротора

Низка результатів розрахунку, отриманих за формулами (8) – (10) і (12), надана в табл. 3.

Таблиця 3

Дані розрахунку параметрів стрижня ротора і провідників в пазу статора ТАД при $f_r = 50$ Гц і $k_{lr} = 1$, $k_{li} = 1$

μ_s , в.о.	P_{nr} , Вт	R_{nr} , мкОм	k_{Rr}	J_{rmax} , А/мм ²	J_{rmin} , А/мм ²	λ_{rn} , в.о.	μ_r , в.о.	λ_{sn} , в.о.
1000	9,6	49,0	1,352	5,08	1,85	2,907	1000	1,665
50	9,9	50,6	1,398	5,19	1,73	2,989	50	1,665
1	10,65	54,5	1,506	5,42	1,45	3,133	1	1,568
0,01	10,7	54,8	1,513	5,43	1,43	3,126	0,01	1,526

В числовій формі нерівномірність розподілу густини струму виявляється за відмінністю дійсної складової густини струму у верхній J_{rmax} і нижній J_{rmin} точках паза. Це алгебраїчна сума густини стороннього J_{st} і вихрового J_{ec} струмів. Програма FEMM забезпечує видачу таких даних, і вони при $\mu_s = 1000$ є в першому рядку табл. 3. Природно, що складова J_{st} по всьому пазу постійна і вона дорівнює $4,83$ А/мм², а J_{ec} змінюється зверху донизу від $0,26$ до $-2,98$ А/мм².

Зауважимо, що при $\mu_s = 1000$ у даному контрольному тестовому варіанті проявилось помітне витіснення струму у верхню частину паза і відповідне збільшення активного опору стрижня в $1,35$ рази, про що свідчить коефіцієнт витіснення струму k_{Rr} .

Цікавим є також те, що питома магнітна провідність паза ротора λ_{rn} порівняно з даними табл. 1 (без витіснення струму) зменшилась на $4,8\%$, а магнітна провідність паза статора λ_{sn} з цим не пов'язана.

Те, що зроблено в представленому розрахунку при $\mu_s = 1000$, повторено при інших значеннях магнітної проникності частини осердя статора, як це було і в табл. 1. Видно, що і при урахуванні витіснення струму зі зменшенням μ_s коефіцієнт витіснення струму в стрижні ротора і магнітна провідність λ_{rn} збільшуються. Тобто для λ_{rn} відбувається так саме, як і при відсутності витіснення струму, але у новому варіанті значення λ_{rn} виявляються дещо меншими.

Виконанні розрахунки показали такий рівень витіснення струму ротора, з яким звичайно оперують у класичному проектуванні ТАД. Але у цих демонстраційних розрахунках штучно прийнятий номінальний струм стрижня ротора, і відповідно зубці осердя ротора не були насиченими (окрім перемички). Значення магнітної індукції і відносної магнітної проникності зубця ротора в контрольних точках, відмічених на рис. 3, надані в табл. 4 при вказаних варіантах μ_s .

Таблиця 4
Магнітні індукції і магнітні проникності в зубці ротора при $s = 1$ і $k_{lr} = 1$

μ_s , в.о.	Зубець ротора							
	Перемичка		Коронка		Шлиць		Ніжка	
	B_{rh0}	μ_{rh0}	B_{rc}	μ_{rc}	B_{rs}	μ_{rs}	B_{rz}	μ_{rz}
1000	3,28	12	1,63	1982	1,91	1587	2,19	1068
50	3,30	11	1,50	2137	1,89	1624	2,04	1347
0,01	3,45	8	0,52	2508	1,26	2323	0,87	2435

Для підвищення рівня адекватності подальші розрахунки виконуються з урахуванням реалістичних значень струмів в пазах ротора і статора, які відповідають початку пуску ТАД. Відповідно ковзанню $s = 1$ частота струму ротора $f_r = 50$ Гц, а кратності струмів приймаються за проектом ТАД з [2], за яким в початковий момент пуску $k_{lr} = 6,33$ і $k_{ls} = 5,84$. При цьому, як і у попередніх розрахунках, приймається низка значень відносної магнітної проникності для неактивних частин моделей μ_s і μ_r , показаних на рис. 3.

Результати розрахунку надані в табл. 5 – вони визначені за формулами (9), (10), (12) і (8), а також надана густина струму в верхній та нижній точках паза ротора (середнє значення $J_{sr} = 22,6$ А/мм²).

Рівень насичення зубців ротора і статора характеризують дані табл. 6 і 7, де надані значення магнітної індукції і відносної магнітної проникності в точках, позначених на рис. 3.

Таблиця 5
Параметри стрижня ротора і провідників паза статора ТАД при $f_r = 50$ Гц, $k_{lr} = 6,33$ і $k_{ls} = 5,84$

μ_s , в.о.	P_{nr} , Вт	R_{nr} , мкОм	k_{Rr}	J_{rmax} , А/мм ²	J_{rmin} , А/мм ²	λ_{rn} , в.о.	μ_r , в.о.	λ_{sn} , в.о.
1000	284	36,28	1,002	23,0	22,6	0,501	1000	0,435
50	284	36,32	1,003	23,1	22,3	0,555	50	0,476
1	314	40,20	1,110	26,3	18,4	1,260	1	1,092
0,01	342	43,72	1,208	28,0	16,2	1,508	0,01	1,305

Дані табл. 4, 6 і 7 показують, що при переході від ненасиченого магнітного стану при $k_{lr} = 1$ і $k_{ls} = 1$ до сильно насиченого стану при $k_{lr} = 6,33$ і $k_{ls} = 5,84$ магнітні індукції значно збільшились, а магнітні проникності відповідно зменшились.

Таблиця 6
Магнітні індукції і магнітні проникності в зубці ротора при $s = 1$, $k_{lr} = 6,33$ і $k_{ls} = 5,84$

μ_s , в.о.	Зубець ротора							
	Перемичка		Коронка		Шлиць		Ніжка	
	B_{rh0}	μ_{rh0}	B_{rc}	μ_{rc}	B_{rs}	μ_{rs}	B_{rz}	μ_{rz}
1	4,32	3	1,83	1701	3,18	17	2,94	99
50	3,5	7	2,45	583	2,79	191	3,06	38

Через зміну насичення відбулись значні зміни електромагнітних параметрів в пазах ротора і статора, про що свідчить порівняння даних табл. 1, 2, 3 і 5.

Таблиця 7
Магнітні індукції і магнітні проникності в зубці статора при $s = 1$ і різних k_{lr} і k_{ls}

μ_r , в.о.	k_{lr} / k_{ls} , в.о.	Зубець статора			
		Шлиць		Ніжка	
		B_{ss}	μ_{ss}	B_{sz}	μ_{sz}
1	6,33 / 5,84	1,62	1998	2,78	196
50	6,33 / 5,84	1,67	1939	3,06	39
50	1 / 1	0,85	2437	1,64	1975
1000	1 / 1	0,92	2433	1,79	1768

Коефіцієнт витіснення струму в стрижні ротора k_{Rr} суттєво зменшився, особливо в варіантах $\mu_s = 50$ (найбільш реалістичному) і 1000. Теж саме відбулося з магнітними провідностями пазового розсіяння λ_{rn} і λ_{sn} , які при $\mu_s = 50$ і $\mu_r = 50$ зменшилися в 5,49 і 3,5 рази відповідно. Можна уявити, що для характеристик ТАД це буде мати більш вагомий вплив, ніж зміни активного опору стрижнів ротора, на чому звичайно зосереджена увага при їхньому класичному проектуванні. Причому, як видно з табл. 5, витіснення струму в стрижні ротора практично не проявляється.

Механічна характеристика ТАД. Щоб звести усі активні і реактивні опори обмоток ТАД воедино і побачити їхню реалістичність, їхню адекватність перевірили за допомогою розрахунку і аналізу механічної характеристики $M_{em}(s)$ – залежності електромагнітного моменту від ковзання в діапазоні його зміни від 0 до 1.

При розрахунку електромагнітного моменту використовується загальновідома з теорії ТАД формула:

$$M_{em} = \frac{pm_s U_s^2 \frac{R_r'}{s}}{\omega_s \left[\left(R_s + C_{\sigma s} \frac{R_r'}{s} \right)^2 + \left(X_{\sigma s} + C_{\sigma s} X_{\sigma r}' \right)^2 \right]} \quad (17)$$

Для розрахунку параметрів обмоток ТАД за аналогією з [1, 2] застосовується такий алгоритм.

Активний опір обмотки ротора

$$R_r = R_{nr} + R_{rfr} \quad (18)$$

де R_{nr} – опір стрижня, який визначається за (10); R_{rfr} – опір короткозамикальних кілець, зведений до струму стрижня.

Індуктивний опір розсіяння фазної обмотки статора

$$X_{\sigma s} = 1,58 \cdot \frac{f_s \cdot l_a \cdot N_s^2 \cdot \lambda_{\sigma s}}{p \cdot q_s \cdot 10^5} \quad (19)$$

де її сумарний коефіцієнт провідності розсіяння

$$\lambda_{\sigma s} = \lambda_{sn} + \lambda_{sd} + \lambda_{sfh} \quad (20)$$

складається з коефіцієнтів провідності розсіяння пазового λ_{sn} , диференціального λ_{sd} і лобового λ_{sfh} .

Індуктивний опір обмотки ротора

$$X_{\sigma r} = 7,9 \cdot f_s \cdot l_a \cdot \lambda_{\sigma r} \cdot 10^{-6} \quad (21)$$

де її сумарний коефіцієнт провідності розсіяння

$$\lambda_{\sigma r} = \lambda_{rn} + \lambda_{rd} + \lambda_{rfh} + \lambda_{rsq} \quad (22)$$

складається з коефіцієнтів провідності розсіяння пазового λ_{rn} , диференціального λ_{rd} і короткозамикальних кілець λ_{rfh} (λ_{rsq} – коефіцієнт провідності розсіяння скошу пазів у даному разі відсутній через відсутність скошу).

У формулу (17) входять зведені до обмотки статора активний і індуктивний опори обмотки ротора

$$R_r' = K_{sr} R_r; X_{sr}' = K_{sr} \cdot X_{sr}, \quad (23)$$

де K_{sr} – коефіцієнт зведення.

Серед величин, які забезпечують формулу (17) за чисельно-польовими розрахунками, змінюються R_{nr} , λ_{sn} , λ_{rn} і залежні від них величини.

Диференціальні провідності, за твердженням [2], теж залежать від насичення зубців осердь, але конкретних формул і рекомендацій не надається, що вимагає окремих досліджень. Тому, щоб відобразити факт залежності прийняті умовні формули для насичених диференціальних провідностей статора і ротора:

$$\lambda_{sd} = k_{sd\mu} \lambda_{sdb}; \lambda_{rd} = k_{rd\mu} \lambda_{rdb}, \quad (24)$$

де залежні від струмів коефіцієнти зменшення

$$k_{sd\mu} = 1 + \frac{(k_{d\mu} - 1)(k_{Is} - 1)}{(k_{Is1} - 1)}; k_{rd\mu} = 1 + \frac{(k_{d\mu} - 1)(k_{Ir} - 1)}{(k_{Ir1} - 1)},$$

в яких λ_{sdb} , λ_{rdb} – базові значення провідностей при ненасиченому стані ($s \rightarrow 0$); k_{Is1} , k_{Ir1} – кратності струмів при $s = 1$; $k_{d\mu}$ – кратність диференціальної провідності при $s = 1$ відносно базового значення при $s = 0$, яку прийняли рівною 0,7 (реально може бути і менше, зважаючи на виявлені зміни пазових провідностей). Зменшення диференціальних провідностей пояснюється «розгладженням» магнітної неоднорідності зубцево-пазових структур при сильному насиченні їх зубців. Це питання може бути розглянуто окремо шляхом аналізу гармонійного складу ЕРС обмоток на основі, наприклад, викладеного в [18].

Низка величин з (17) – (23) вважаються незалежними від ковзання і насичення зубців осердь, і вони прийняти за проектом, а саме: $R_{r,fn} = 16,2 \cdot 10^{-6}$ Ом; $R_s = 0,402$ Ом; $\lambda_{sdb} = 1,57$; $\lambda_{rdb} = 2,08$; $\lambda_{s,fn} = 1,45$ і $\lambda_{r,fn} = 0,61$; $K_{sr} = 3636$ (останні чотири – у в.о.).

За проектним розрахунком ТАД визначаються також: $C_{\sigma s} = 1 + k_{\sigma s}$ – коефіцієнт магнітного кола для обмотки статора, де $k_{\sigma s} = X_{\sigma s} / X_{\mu}$ – коефіцієнт її розсіяння; X_{μ} – головний індуктивний опір; $\omega_s = 2\pi f_s = 314$ с⁻¹ – кутова частота струму статора.

У підсумку безрозмірний коефіцієнт $C_{\sigma s}$ змінювався від 1,018 до 1,027 при зміні ковзання від 1 до 0.

При розрахунку механічної характеристики за (17) при зміні ковзання s кратності струмів обмоток статора і ротора k_{Ir} і k_{Is} визначались за методикою проектування [2]: їхні залежності від s в графічній формі надані на рис. 10.

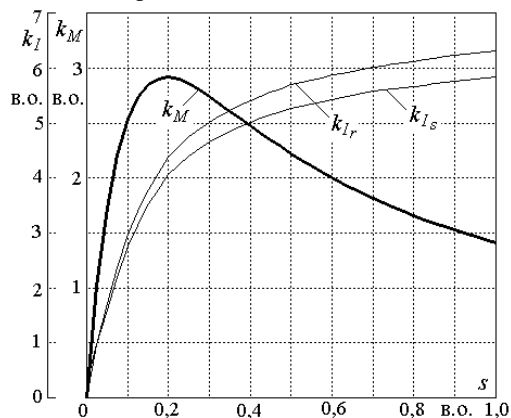


Рис. 10. Залежності струмів ротора і статора від ковзання і механічна характеристика ТАД

Розраховуючи кожен точку цієї характеристики за моделями на рис. 3, для неактивних частин, тобто частин осердь статора і ротора приймали відносні магнітні проникності μ_s і μ_r рівними 50. Зважаючи на дані наведених таблиць, цей рівень відповідає насиченому стану зубців, але дає стабільні результати і для точок при зменшенні насичення.

Низка параметрів для цього розрахункового варіанту для пускової точки при $s = 1$, $k_{Ir} = 6,33$ і $k_{Is} = 5,84$ надана а в табл. 5 – 7. Картини магнітного поля в пазах ротора і статора показано на рис. 11, де видно, що витіснення струму стрижня ротора фактично не відбувається: це можна пояснити при малих ковзаннях невеликою частотою струму, а при великих ковзаннях сильним насиченням зубців. Зауважимо, що виявлена відсутність витіснення струму в стрижнях ротора в режимі пуску суперечить класиці, що є новиною!

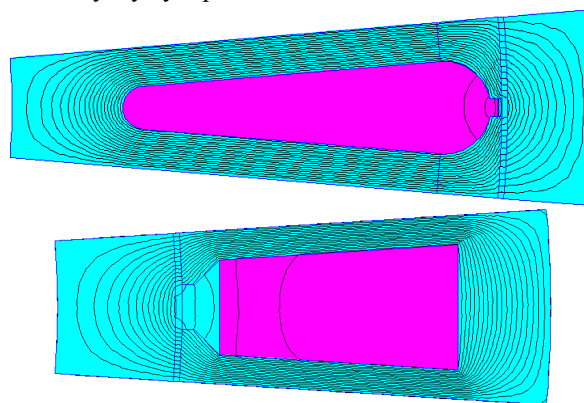


Рис. 11. Картини магнітного поля в пазах ротора і статора розрахункового варіанту для пускової точки

Власне механічна характеристика у безрозмірній формі зображена на рис. 10, де k_M – кратність моменту відносно його номінального значення.

За розрахунком механічної характеристики виявлено, що номінальний електромагнітний момент $M_{emN} = 102$ Н·м; при ковзанні $s = 1$ кратність пускового моменту $k_{M1} = 1,41$; перевантажувальна здатність $k_{Mm} = 2,93$ при критичному ковзанні $s_{cr} = 0,20$. Зауважимо, що в проекті за [2] значення аналогічних величин склали таке: $M_{emN} = 99,4$ Н·м; $k_{M1} = 1,44$; $k_{Mm} = 2,5$ при $s_{cr} = 0,15$.

Але ще можна порівняти дані розрахункової механічної характеристики серійного чотириполюсного ТАД типу АІР160S4 з близькими параметрами: $P_N = 15$ кВт; $h = 160$ мм; $I_{SN} = 29,0$ А; $k_{I1} = 7$; $k_{M1} = 1,9$; $k_{Mm} = 2,9$; $M_N = 98,1$ Н·м (номінальний момент на валу). Тоді можна переконатися у адекватності наданої чисельно-польової методики розрахунку (мова не йде про експериментальне підтвердження в загальному розумінні, тому що не всі дані серійного ТАД відомі).

Додатково до розрахованої механічної характеристики на рис. 12 і 13 надані супутні залежності пускових параметрів ТАД, де видна стабільність активних і великі зміни реактивних опорів.

Звичайно проєктанти для підвищення пускового моменту прагнуть зробити глибокі пази ротора, щоб спрацювало збільшення активного опору його стрижнів. А спрацює, як виявлено, не це, а дуже суттєве зменшення пазового розсіяння через високі сильно насичені зубці ротора, а також зубці статора.

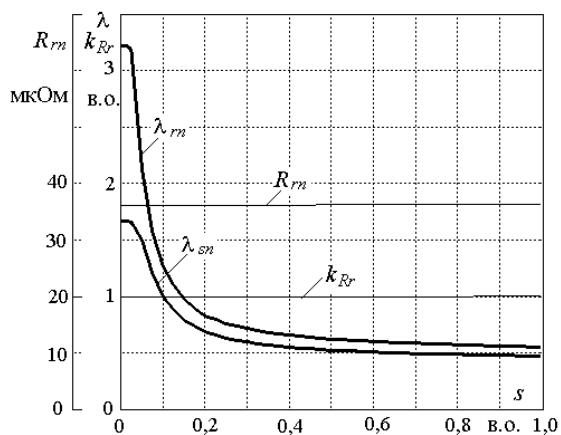


Рис. 12. Активний опір і коефіцієнт витіснення струму стрижня ротора та магнітні провідності пазового розсіяння статора і ротора як функції ковзання

Але вплив зміни магнітних провідностей пазового розсіяння на електромагнітний момент (17) декілька менший, як це уявляється за даними на рис. 12. Тому що їхні зміни «розчинюються» на тлі інших більш стабільних активних опорів і магнітних провідностей, які входять до формул (18), (20), (22), (24).

Графіки активних і реактивних опорів обмоток ротора і статора, які входять до (17) як кінцеві величини впливу, надані на рис. 13. І тут видна беззаперечна роль саме реактивних опорів і їхньої зміни на формування механічної характеристики. А ось вплив витіснення струму, як вже зазначено, практично не проявляється, тому що активний опір фазної обмотки ротора R_r' залишається практично незмінним.

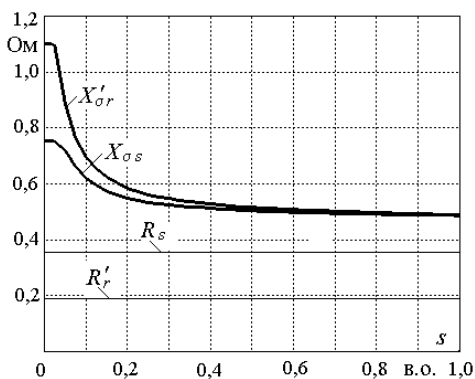


Рис. 13. Активні і реактивні опори обмоток ТАД у діапазоні зміни ковзання, властивого його двигунному режиму роботи

Висновки.

1. В системі проектування ТАД важливими є активні і реактивні опори обмоток, але їх визначення ще потребує уточнення, особливо в режимах роботи з підвищеним ковзанням. Тому ця проблема залишається актуальною і її вирішенню досі присвячується багато теоретичних і експериментальних досліджень.

2. Виявлено, що для розрахунку полів пазового розсіяння статора і ротора достатньо використання зони розрахунку у межах їхніх зубцевих кроків із захопленням власне пазів і прилеглих частин осердь.

3. При ненасичених зубцях осердь чисельно-польовий розрахунок магнітної провідності пазового розсіяння дав результати, які перевищують дані класичних розрахунків для пазів ротора на 15,7 % і ста-

тора на 12,5 %, причому для паза ротора основний внесок у похибку робить його перемичка.

4. Чисельно-польовий розрахунок вихрових струмів в пазу ротора у такий же постановці, як і в класичному проектуванні, тобто при ненасичених зубцях, номінальному струмі і частоті $f_r = 50$ Гц дав коефіцієнт витіснення струму 1,35 і нерівномірний розподіл густини струму з відмінністю у 2,75 рази від низу до гори. Але при розрахунку пускової точки з реальним струмом і сильно насиченими зубцями відповідні значення складають 1,002 і 1,02, тобто ефект витіснення струму майже відсутній у супереч класиці.

5. Методика розрахунку механічної характеристики на основі запропонованого чисельно-польового підходу стає «прозорою» і не потребує умовних поправочних коефіцієнтів і довідникових графічних функцій.

6. Розрахунок механічної характеристики в діапазоні ковзання від 0 до 1 із застосуванням чисельно-польового методу для визначення опорів обмоток з урахуванням відповідних струмів в пазах і насичення зубців осердь дав результати за електромагнітним моментом, які відповідають спроектованим і виготовленим зразкам ТАД, що фактично підтверджує адекватність розробленої методики.

7. Аналіз показав, що при зміні ковзання на форму механічної характеристики і значення пускового і максимального електромагнітних моментів ТАД визначальний вплив надають зміни реактивних опорів обмоток, у той час коли активні опори залишаються практично стабільними і ефект витіснення струму в пазах ротора майже не проявляється, а головним чинником є значне зменшення реактивних опорів через сильне насичення зубців осердь ротора і статора.

8. Показані зміни реактивних опорів обмоток пов'язані з ще більш вираженими змінами магнітних провідностей їхнього пазового розсіяння і, частково – диференціального розсіяння. І саме на це впливає збільшення висоти зубців осердь, яке пов'язане зі збільшенням глибини пазів, але справа не в пазах і витісненні струму в них!

9. Таким чином, виявлений неочікуваний незначний вплив витіснення струму в стрижнях короткозамкнутого ротора на механічну характеристику є нетривіальною новиною, і це потребує подальшого більш глибокого вивчення і перевірки на інших двигунах з іншими формами і розмірами пазів.

Конфлікт інтересів. Автор заявляє про відсутність конфлікту інтересів.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Гольдберг О.Д., Гурин Я.С., Свириденко И.С. *Проектирование электрических машин*. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Высш. шк., 2001. 430 с.
2. Копылов И.П., Горяинов Ф.А., Клоков Б.К. и др. *Проектирование электрических машин*. М.: Юрайт, 2011. 767 с.
3. Мильх В.И. Численно-полевой анализ адекватности проектных данных трехфазных асинхронных двигателей и метод их уточнения на этой основе. *Технічна електродинаміка*, 2018, № 1, с. 47-55. doi: <https://doi.org/10.15470/techmed2018.01.047>.
4. Chen H., Bi C. An effective method for determination and characteristic analysis of induction motor parameters. *IET Electric Power Applications*, 2022, vol. 16, no. 5, pp. 605-615. doi: <https://doi.org/10.1049/elp2.12180>.

5. Єрмолаєв Ю.О., Руденко Т.Г. Визначення параметрів асинхронних двигунів з побудовою статичних характеристик для приводів фрезерувального верстата СФ-АСТРА-РК8. *Збірник наукових праць КНТУ. Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація*, 2010, вип. 23, с. 71-77. Режим доступу: <http://dspace.kntu.kr.ua/jspui/handle/123456789/1414>. Дата звернення: 22.12.2021.
6. Hachicha M.R., Ben Hadj N., Ghariani M., Neji R. Finite element method for induction machine parameters identification. *2012 First International Conference on Renewable Energies and Vehicular Technology*, 2012, pp. 490-496. doi: <https://doi.org/10.1109/REVET.2012.6195318>.
7. Muteba M., Jimoh A.A. Performance analysis of a three-phase induction motor with double-triple winding layout. *2013 1st International Future Energy Electronics Conference (IFEEEC)*, 2013, pp. 131-136. doi: <https://doi.org/10.1109/IFEEEC.2013.6687492>.
8. Ярымбаш Д.С., Коцур М.И., Ярымбаш С.Т., Коцур И.М. Особенности определения параметров схемы замещения асинхронного двигателя для режима короткого замыкания. *Електротехніка та електроенергетика*, 2017, № 1, с. 24-30. doi: <https://doi.org/10.15588/1607-6761-2017-1-4>.
9. Tytiuk V., Pozigun O., Chorny O., Berdai A. Identification of the active resistances of the stator of an induction motor with stator windings dissymmetry. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, 2017, pp. 48-51. doi: <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248949>.
10. Tang J., Yang Y., Blaabjerg F., Chen J., Diao L., Liu Z. Parameter Identification of Inverter-Fed Induction Motors: A Review. *Energies*, 2018, vol. 11, no. 9, art. no. 2194. doi: <https://doi.org/10.3390/en11092194>.
11. Bednarz S.A., Dybkowski M. Estimation of the Induction Motor Stator and Rotor Resistance Using Active and Reactive Power Based Model Reference Adaptive System Estimator. *Applied Sciences*, 2019, vol. 9, no. 23, art. no. 5145. doi: <https://doi.org/10.3390/app9235145>.
12. Malyar V.S., Malyar A.V., Andreishyn A.S. A method for calculating mechanical characteristics of induction motors with squirrel-cage rotor. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2019, no. 2, pp. 9-13. doi: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.2.02>.
13. Malyar V.S., Hamola O.Y., Maday V.S., Vasylychshyn I.I. Mathematical modelling of starting modes of induction motors with squirrel-cage rotor. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2021, no. 2, pp. 9-15. doi: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2021.2.02>.
14. Dambrauskas K., Vanagas J., Bugenis S., Zimnickas T., Kalvaitis A. Methodology for Asynchronous Motor Impedance Measurement by Using Higher Order Harmonics. *Energies*, 2020, vol. 13, no. 10, art. no. 2541. doi: <https://doi.org/10.3390/en13102541>.
15. Le Roux P.F., Ngwenyama M.K. Static and Dynamic Simulation of an Induction Motor Using Matlab/Simulink. *Energies*, 2022, vol. 15, no. 10, art. no. 3564. doi: <https://doi.org/10.3390/en15103564>.
16. *Finite Element Method Magnetics: OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable*. Режим доступу: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions> (Дата звернення: 22.12.2021).
17. Мілих В.І. Система автоматизованого формування розрахункових моделей електричних машин для програмного середовища FEMM. *Технічна електродинаміка*, 2018, № 4, с. 74-78. doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.04.074>.
18. Милых В.И. Численно-полевой анализ временных функций и гармонического состава ЭДС в обмотках трехфазного асинхронного двигателя. *Технічна електродинаміка*. 2018, № 3, с. 56-65. doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.03.056>.
2. Kopylov I.P., Goryainov F.A., Klokov B.K. *Electrical machines designing*. Moscow, Yurait Publ., 2011. 767 p. (Rus).
3. Milykh V.I. Numerically-field analysis of the adequacy of the design data of three-phase induction motors and the method of their refinement on this basis. *Technical Electrodynamics*, 2018, no. 1, pp. 47-55. (Rus). doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.01.047>.
4. Chen H., Bi C. An effective method for determination and characteristic analysis of induction motor parameters. *IET Electric Power Applications*, 2022, vol. 16, no. 5, pp. 605-615. doi: <https://doi.org/10.1049/elp2.12180>.
5. Ermolaev U., Rudenko T. The definition of asynchronous engines parameters with construction of static characteristics for the milling machine tool СФ-АСТРА-РК8 drives. *Collection of scientific works of KNTU. Machinery in agricultural production, industrial engineering, automation*, 2010, no. 23, pp. 71-77. (Ukr). Available at: <http://dspace.kntu.kr.ua/jspui/handle/123456789/1414> (accessed 22 December 2021).
6. Hachicha M.R., Ben Hadj N., Ghariani M., Neji R. Finite element method for induction machine parameters identification. *2012 First International Conference on Renewable Energies and Vehicular Technology*, 2012, pp. 490-496. doi: <https://doi.org/10.1109/REVET.2012.6195318>.
7. Muteba M., Jimoh A.A. Performance analysis of a three-phase induction motor with double-triple winding layout. *2013 1st International Future Energy Electronics Conference (IFEEEC)*, 2013, pp. 131-136. doi: <https://doi.org/10.1109/IFEEEC.2013.6687492>.
8. Yarymbash D.S., Kotsur M.I., Yarymbash S.T., Kotsur I.M. Features of parameter determination of the induction motor substitution circuit for short-circuit mode. *Electrical Engineering and Power Engineering*, 2017, no. 1, pp. 24-30. (Rus). doi: <https://doi.org/10.15588/1607-6761-2017-1-4>.
9. Tytiuk V., Pozigun O., Chorny O., Berdai A. Identification of the active resistances of the stator of an induction motor with stator windings dissymmetry. *2017 International Conference on Modern Electrical and Energy Systems (MEES)*, 2017, pp. 48-51. doi: <https://doi.org/10.1109/MEES.2017.8248949>.
10. Tang J., Yang Y., Blaabjerg F., Chen J., Diao L., Liu Z. Parameter Identification of Inverter-Fed Induction Motors: A Review. *Energies*, 2018, vol. 11, no. 9, art. no. 2194. doi: <https://doi.org/10.3390/en11092194>.
11. Bednarz S.A., Dybkowski M. Estimation of the Induction Motor Stator and Rotor Resistance Using Active and Reactive Power Based Model Reference Adaptive System Estimator. *Applied Sciences*, 2019, vol. 9, no. 23, art. no. 5145. doi: <https://doi.org/10.3390/app9235145>.
12. Malyar V.S., Malyar A.V., Andreishyn A.S. A method for calculating mechanical characteristics of induction motors with squirrel-cage rotor. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2019, no. 2, pp. 9-13. doi: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2019.2.02>.
13. Malyar V.S., Hamola O.Y., Maday V.S., Vasylychshyn I.I. Mathematical modelling of starting modes of induction motors with squirrel-cage rotor. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2021, no. 2, pp. 9-15. doi: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2021.2.02>.
14. Dambrauskas K., Vanagas J., Bugenis S., Zimnickas T., Kalvaitis A. Methodology for Asynchronous Motor Impedance Measurement by Using Higher Order Harmonics. *Energies*, 2020, vol. 13, no. 10, art. no. 2541. doi: <https://doi.org/10.3390/en13102541>.
15. Le Roux P.F., Ngwenyama M.K. Static and Dynamic Simulation of an Induction Motor Using Matlab/Simulink. *Energies*, 2022, vol. 15, no. 10, art. no. 3564. doi: <https://doi.org/10.3390/en15103564>.
16. *Finite Element Method Magnetics: OldVersions. FEMM 4.2 11Oct2010 Self-Installing Executable*. Available at: <http://www.femm.info/wiki/OldVersions> (accessed 22 December 2021).
17. Milykh V.I. The system of automated formation of electrical machines computational models for the FEMM software environment. *Technical Electrodynamics*. 2018, no. 4, pp. 74-78. (Ukr). doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.04.074>.

REFERENCES

1. Goldberg O.D., Gurin Ya.S., Sviridenko I.S. *Design of electrical machines. 2nd ed., revised and additional*. Moscow, Higher School Publ., 2001. 430 p. (Rus).

18. Milykh V.I. Numerical-field analysis of temporal functions and harmonic composition of EMF in windings of a three-phase asynchronous motor. *Technical Electrodynamics*. 2018, no. 3, pp. 56-65. (Rus). doi: <https://doi.org/10.15407/techned2018.03.056>.

Надійшла (Received) 30.08.2022

Прийнята (Accepted) 04.11.2022

Опублікована (Published) 01.07.2023

Мілих Володимир Іванович¹, д.т.н., проф.,

¹ Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»,
61002, Харків, вул. Кирпичова, 2,
e-mail: mvikemkpi@gmail.com

V.I. Milykh¹

¹ National Technical University «Kharkiv Polytechnic Institute»,
2, Kyrpychova Str., Kharkiv, 61002, Ukraine.

Numerical-field analysis of active and reactive winding parameters and mechanical characteristics of a squirrel-cage induction motor.

Introduction. The active and reactive (inductive) winding resistances of three-phase induction motors (IMs) are investigated. These important parameters are determined during design and are the basis for calculating a number of energy parameters and characteristics. **Problem.** In the classical design of IM, the winding resistances are determined with insufficient accuracy due to a number of assumptions and conventions. Especially it concerns the operation of IM with increased slip and it affects the accuracy of realization of its design data, starting parameters and characteristics. **Goal.** The paper aims to further develop the IM design system by numerical-field computational analysis of active and reactive resistances of the IM windings in the whole range of changes in its slip and calculation of the mechanical characteristic of IM to confirm the adequacy of the

calculations of these resistances. **Methodology.** Resistances of the IM windings are determined by numerous calculations of the magnetic fields of dispersion with the FEMM program within stator and rotor teeth steps, and with current displacement in a squirrel-cage rotor core. Everything is done in the slip range when operating from start-up to idle with changing currents in the slots and the corresponding magnetic saturation of the core teeth. A Lua script has been created for the calculations, controlling the FEMM program and providing automation of all calculations. **Results.** The numerical-field method shows that the classical design method gives very large errors in determining the magnetic conductivities of IM slot dispersion, as well as current displacement in the bars of the squirrel-cage rotor winding. This is especially evident with increased slips in the start-up mode. **Originality.** Numerical estimates of the differences between the classical and numerical-field methods are given and the origin of errors is analyzed: the strong saturation of the teeth of the stator and rotor cores. This leads to a significant decrease in the magnetic conductivities of slot dispersion and the practical absence of current displacement in the rotor bars, on which the main emphasis was previously made. The obtained results made it possible to calculate the mechanical characteristic of the IM according to a transparent formula without the use of correction coefficients and reference graphical functions. **Practical value.** The provided technique of numerical-field analysis and the obtained results of the calculation of active and reactive winding resistances and mechanical characteristic are recommended as a basis for the improvement of the IM design system. References 18, tables 7, figures 13.

Key words induction motor, stator and rotor windings, active and reactive resistances, magnetic saturation, eddy currents, mechanical characteristics, classical design, numerical-field calculation analysis.

How to cite this article:

Milykh V.I. Numerical-field analysis of active and reactive winding parameters and mechanical characteristics of a squirrel-cage induction motor. *Electrical Engineering & Electromechanics*, 2023, no. 4, pp. 3-13. doi: <https://doi.org/10.20998/2074-272X.2023.4.01>