

ЕЛЕКТРОТЕХНІКА

УДК 621.313.333

DOI <https://doi.org/10.32782/2663-5941/2025.2.1/07>

Голощанов С. С.

Херсонська державна морська академія

Іванов А. А.

Херсонська державна морська академія

Дощенко Г. Г.

Херсонська державна морська академія

Наговський Д. А.

Херсонська державна морська академія

ОПТИМІЗАЦІЯ ФОРМИ ЖИВЛЯЧОЇ НАПРУГИ АСИНХРОННОГО ДВИГУНА ПРИ ЧАСТОТНОМУ КЕРУВАННІ

Трифазний асинхронний двигун (АД) є основним типом електродвигуна, який застосовується в промисловості та на судах морського флоту. Широке застосування трифазні АД одержали завдяки простоті устрою, зручності обслуговування та високої надійності роботи. Використання асинхронного приводу в судових підйомних механізмах, насосах та вентиляторах з регульованою продуктивністю передбачає плавне регулювання швидкості в широкому діапазоні. В даний час в основному використовується частотне регулювання – найбільш плавний та економічний спосіб регулювання швидкості асинхронних короткозамкнених двигунів, що забезпечує широкий спектр регулювання (до 12:1 і вище) з досить жорсткими механічними характеристиками. Однак застосування цього методу вимагає спеціальних перетворювачів частоти, тип яких визначає схему частотного управління АД. В сучасних приводах з усіх видів методів отримання синусоїдального струму в основному використовується метод з проміжною ланкою постійного струму та інвертором, керованим широтноімпульсним модулятором (ШІМ). Для одержання синусоїдальної форми кривої струму необхідно досить часто (приблизно 10 разів за півперіода) перемикання ключів інвертора, що призводить до значних комутаційних втрат в ключах і їх розігріву, для зменшення якого використовуються рідинні системи охолодження. Останнє різко знижує експлуатаційну надійність і ускладнює конструкцію інвертора. У дійсній статті досліджено експлуатаційні показники АД при живленні його прямокутною напругою типу меандр, утворення якого передбачає зменшення на порядок комутаційних втрат в інверторі та відмови від систем рідинного охолодження. Виходячи з аналізу додаткових втрат у обмотках і сталі двигуна від вищих гармонійних, що виникають при живленні несинусоїдальним струмом визначено енергетичні показники АД при описаних способах живлення і вплив значень обмоткового коефіцієнта на ці показники. За наведеною методикою розрахунків доведено, що навіть у найгіршому варіанті додаткові втрати від вищих гармонійних складають незначну частку від загальних втрат двигуна і не можуть суттєво впливати на його енергоефективність і тепловий режим.

Ключові слова: асинхронний двигун, гармоніка, коефіцієнт укорочення, комутаційні втрати, обмотковий коефіцієнт.

Постановка проблеми. Трифазні асинхронні двигуни (АД) набули широкого застосування в промисловості та судах морського та річкового флоту завдяки своїй простоті в обслуговуванні, високим енергетичним показникам, надійності та

є основним типом електродвигунів, що застосовуються в електроприводах. Відносно невисокий ступінь регульованості швидкості АД в даний час компенсується застосуванням частотного управління, яке забезпечує широкий діапазон швид-

костей за досить жорстких механічних характеристик і економічно з енергетичної точки зору. Найбільш поширеним типом сучасного перетворювача частоти є модель з випрямленою мережевою напругою з подальшим інвертуванням та формуванням напруги синусоїдальної форми на базі широтно-імпульсного модулятора (ШІМ). При цьому, щоб отримати струм двигуна синусоїдальної форми, необхідно до 10 разів за півперіоду провести комутацію ключів інвертора, що викликає в них високі втрати комутації, які можливо евакуювати тільки за допомогою застосування рідинних систем охолодження. Останні різко знижують надійність та ускладнюють конструкцію інвертора.

Аналіз останніх досліджень і публікацій. В [1, с. 98–107] було здійснено аналіз енергетичних характеристик асинхронного двигуна при живленні його прямокутною напругою виду 1 (рис. 1).

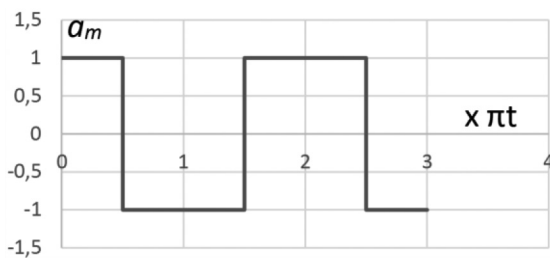


Рис. 1. Прямокутна живляча напруга виду 1

При цьому напруга виду 1 описується функцією [2, с. 142]

$$u(t) = \frac{4U_m}{\pi} \left(\cos \omega t + \frac{1}{3} \cos 3\omega t + \frac{1}{5} \cos 5\omega t + \frac{1}{7} \cos 7\omega t + \dots \right). \quad (1)$$

Як видно з наведеної формули, величина вищих гармонійних зменшується пропорційно номеру гармоніки. Очевидно, що найбільш вираженою після першої є третя гармоніка. І якщо при з'єднанні обмоток статора зіркою її вдається повністю знищити, то при з'єднанні трикутником вона залишається і її дія при певних значеннях обмотувальних коефіцієнтів може бути небезпечною з точки зору додаткових моментів, що спотворюють основну механічну характеристику двигуна, і додаткових втрат, що викликають перегрів обмотки і заліза статора. Крім того, досить відчутною залишається і п'ята гармоніка, яка також доповнює вказані небажані явища.

Постановка завдання. Метою цієї статті є аналіз енергетичних показників АД при живленні його напругою прямокутної форми виду 2, в якому відсутні треті та кратні їй гармоніки.

Виклад основного матеріалу. З точки зору зменшення дії вищих гармонійних найбільш доцільнішою є форма ступінчастої прямокутної напруги виду 2.

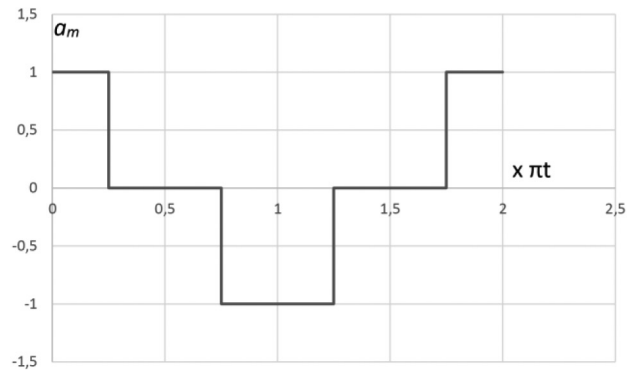


Рис. 2. Прямокутна живляча напруга виду 2

У цьому випадку функція описується виразом

$$u(t) = \frac{4a_m}{\pi} \left(\sin \frac{\alpha\pi}{2} \cos \omega t + \frac{1}{3} \sin \frac{3\alpha\pi}{2} \cos 3\omega t + \frac{1}{5} \sin \frac{5\alpha\pi}{2} \cos 5\omega t + \dots \right). \quad (2)$$

Аналіз виразу функції, представленої на рис. 2 показує, що при $\alpha = 2/3$ або $\alpha\pi = 120^\circ$ третя гармоніка обертається в 0 і при даному значенні $\alpha\pi$ крива виду 2 може бути рекомендована для схеми включення трикутником.

Якщо ж використовується схема включення зірка, доцільно прийняти $\alpha = 2/5$ або $\alpha\pi = 72^\circ$. При цьому знищується найбільш виражена п'ята гармоніка.

Слід, проте мати на увазі, що якщо при формі напруги живлення виду 1 співвідношення основної робочої першої гармоніки до третьої становить 1:0,333, то при напрузі виду 2 це співвідношення становить 0,866:0, тобто. при 100-відсотковому придушенні третьої гармоніки за рахунок форми напруги живлення для збереження енергетичних показників двигуна, що визначаються першою гармонікою, слід збільшити напругу живлення на 15,5%.

Дійсно, при $\alpha\pi = 120^\circ$ функція виду 2 дає

$$f(\omega t) = \frac{4a_m}{\pi} (0,866 \cos \omega t + 0 \cos 3\omega t - 0,173 \cos 5\omega t + \dots). \quad (3)$$

Аналогічно, при 100-відсотковому зменшенні п'ятої гармоніки за рахунок форми напруги слід збільшити напругу живлення в 1,7 рази, оскільки при $\alpha\lambda = 72^\circ$ функція виду 2 дає

$$f(\omega t) = \frac{4a_m}{\pi} (0,588 \cos \omega t + 0,317 \cos 3\omega t + 0 \cos 5\omega t + \dots). \quad (4)$$

Звичайно, останній варіант, що представляє повне придушення третьої і п'ятої гармоніки при з'єднанні зіркою є найбільш кращим, проте не завжди прийнятним на суднах, де часто використовують з'єднання трикутником для отримання підвищеної потужності, а істотне зменшення (4) основної гармоніки вимагає значного підвищення загальної напруги живлення, що не завжди можливо. Тому як компромісний варіант слід розглянути придушення третьої гармоніки в трикутнику згідно з (3) тим більше, що найбільш типове укорочення кроку обмотки, яке застосовує завод-виробник, сприяє ефективному придушенню п'ятої гармоніки.

У виразах (1–4) перша гармоніка є корисною і робить роботу, створюючи основні теплові втрати двигуна. Вищі гармонічні створюють додаткові моменти, що спотворюють основну характеристику моменту двигуна, і додаткові втрати, що зменшують к.к.д. двигуна і призводять до порушення його теплового режиму. Оцінку впливу вищих гармонічних на енергетичний та тепловий режим двигуна можна оцінити в такий спосіб.

Як відомо [3, с. 207], обмотувальний коефіцієнт $k_{об}$ складається з коефіцієнта укорочення k_y та коефіцієнта розподілу k_p , тобто $k_{об} = k_y \cdot k_p$.

Для першої гармоніки k_p є функцією числа пазів на полюс і фазу, але ця залежність є слабкою і в першому наближенні можна прийняти $k_{p1} \approx 0,96$.

Коефіцієнт укорочення k_{yv} для v -тої гармоніки визначається як [1, с. 102]

$$k_{yv} = \sqrt{1 - \left(\sin v \arcsin \sqrt{1 - k_{y1}^2} \right)^2}, \quad (5)$$

де: k_{y1} – коефіцієнт укорочення для першої гармоніки, v – номер гармоніки.

Таким чином, загальний алгоритм розрахунку обмотувального коефіцієнта для v -тої гармоніки можна представити як [1, с. 103]:

1. Задаємося обмотувальним коефіцієнтом $k_{об1}$ по першій гармоніці.

2. Приймаємо коефіцієнт розподілу для першої гармоніки $k_{p1} = 0,96$.

3. Визначаємо коефіцієнт укорочення для першої гармоніки як

$$k_{y1} = \frac{k_{об1}}{k_{p1}} = \frac{k_{об1}}{0,96}.$$

4. Для v -тої гармоніки визначаємо коефіцієнт розподілу [3, с. 226]

$$k_{pv} = \frac{\sin \frac{v\pi}{2m}}{q \sin \frac{v\pi}{2mq}}.$$

5. Визначаємо коефіцієнт укорочення для v -тої гармоніки по (5).

6. Визначаємо обмотувальний коефіцієнт для v -тої гармоніки як $k_{обv} = k_{pv} k_{yv}$.

Для визначення втрат в обмотках двигуна від ВГ слід спочатку визначити ці потужності кожної гармонійної окремо, а потім їх скласти.

Потужність втрат у міді статора у разі напруги живлення виду 1 дорівнює

$$P_{e1,1} = 3I_{1,1}^2 r_1,$$

де $I_{1,1}$ – номінальний струм статора основної гармоніки, r_1 – активний опір обмотки статора.

Вважаємо, що струм v -тої гармоніки пропорційний напрузі цієї гармоніки. Тоді для тієї гармоніки електричні втрати в міді статора можна записати як

$$P_{e1,v} = \frac{k_{обv}^2}{v^2 k_{об1}^2} P_{e1,1},$$

а з урахуванням втрат у міді ротора втрати в обмотках від v -тої гармоніки будуть рівні

$$P_{e,v} = \frac{k_{обv}^2}{v^2 k_{об1}^2} P_{e,1},$$

де $P_{e,1}$ – втрати в обмотках статора та ротора від основної гармоніки.

Слід зазначити, що наведені формули справедливі лише для двигуна з короткозамкненим ротором. У разі фазного ротора слід розглядати електричні втрати у статорі та роторі окремо з використанням відповідних обмотувальних коефіцієнтів для обмоток статора та ротора.

Втрати в сталі від v -тої гармоніки при живленні прямокутною напругою виду 1 [1, с. 104]:

$$P_{cmv} = P_{cm1} \left(\frac{k_{обv}}{k_{об1}} \right)^2 v^{\beta-2}, \quad (6)$$

де P_{cm1} – втрати сталі від першої гармоніки, β – залежить від марки сталі.

Крім основних втрат $P_{ст.осн}$ у сталі (ярмі статора та його зубцях) існують ще поверхневі втрати $P_{ноб}$ та пульсаційні $P_{нул}$ в зубцях. Аналіз цих залежностей показує, що зазначені втрати, в кінцевому рахунку, пропорційні, як і основні втрати в сталі, величині індукції в повітряному зазорі, тобто, структури формул основних втрат у сталі, поверхневих втрат в роторі і пульсаційних втрат в зубцях ротора щодо індукції схожі. Тому у формулі (6) як параметр слід розуміти повні втрати в сталі

$$P_{cm1} = P_{ст.осн} + P_{ноб} + P_{нул}.$$

У разі використання напруги живлення виду 2 електричні втрати в обмотках від дії ν -тої гармоніки можна представити як

$$P_{e,\nu}^1 = \left(\frac{1,155 \sin \frac{\nu \alpha \pi}{2}}{\nu} \right)^2 \frac{k_{ооб\nu}^2}{k_{ооб1}^2} P_{e1,1}, \quad (7)$$

де 1,155 – коефіцієнт, що враховує підвищення напруги живлення.

Зіставляючи формули (6) і (7) можна побачити, що вони відрізняються на множник a_ν^2 , де $a_\nu = 1,155 \sin \frac{\nu \alpha \pi}{2}$, що обертається в 0 у випадку $\alpha \pi = 120^\circ$ для гармонік, кратних 3 і в 1 для інших непарних гармонік.

Втрати сталі від ВГ у разі напруги виду 2.

Згідно з [1, с. 104], основні втрати в сталі осердя статора від основної гармоніки визначаються за формулою

$$P_{cm1} = p_{1,0/50} \left(\frac{f}{50} \right)^\beta (k_{\partial a} B_a^2 m_a + k_{\partial z} B_{zcp}^2 m_z), \quad (8)$$

де $p_{1,0/50}$ – питомі втрати сталі, наведені до індукції 1 Тл і частоті 50 Гц, β – залежить від марки сталі, f – частота перемагнічування сталі, $k_{\partial a}$, $k_{\partial z}$ – коефіцієнти, що враховують вплив на втрати в сталі нерівномірності розподілу потоку за перерізами ділянок магнітопроводу та технологічних факторів, B_a і B_{zcp} – індукція в ярмі та середня індукція в зубцях статора, m_a і m_z – маса сталі ярма та зубців статора.

Вважаємо, що величина індукції тієї гармоніки пропорційна. Тоді втрати в сталі від ν -тої гармоніки визначаються як

$$P_{cm\nu} = p_{1,0/50} \left(\frac{\nu f}{50} \right)^\beta (k_{\partial a} B_{a\nu}^2 m_a + k_{\partial z} B_{zcp\nu}^2 m_z) =$$

$$= p_{1,0/50} \left(\frac{f}{50} \right)^\beta \nu^\beta [k_{\partial a} (a_\nu B_{a1})^2 m_a + k_{\partial z} (a_\nu B_{zcp1})^2 m_z],$$

з урахуванням обмотувального коефіцієнта

$$P_{cm\nu} = p_{1,0/50} \left(\frac{f}{50} \right)^\beta \nu^\beta a_\nu^2 \left[k_{\partial a} \left(B_{a1} \frac{k_{ооб\nu}}{k_{ооб1}} \right)^2 m_a + \right.$$

$$\left. + k_{\partial z} \left(B_{zcp1} \frac{k_{ооб\nu}}{k_{ооб1}} \right)^2 m_z \right] = p_{1,0/50} \left(\frac{f}{50} \right)^\beta \nu^\beta a_\nu^2 \left(\frac{k_{ооб\nu}}{\nu k_{ооб1}} \right)^2 \times$$

$$\times (k_{\partial a} B_{a1}^2 m_a + k_{\partial z} B_{zcp1}^2 m_z).$$

З урахуванням (8)

$$P_{cm\nu} = P_{cm1} \left(\frac{k_{ооб\nu}}{k_{ооб1}} \right)^2 \nu^\beta a_\nu^2,$$

або

$$P_{cm\nu} = P_{cm1} \left(\frac{k_{ооб\nu}}{k_{ооб1}} \right)^2 \nu^{\beta-2} (1,155 \sin \nu 60^\circ)^2.$$

Необхідність введення у формулу втрат у сталі обмотувального коефіцієнта $k_{ооб1}$ пов'язана з тим, що реальний двигун вже має цей обмотувальний коефіцієнт, тому необхідно спочатку привести його (і відповідні формули втрат) до умовного двигуна, що має $k_{ооб1} = 1$, тобто до двигуна з зосередженою діаметральною обмоткою, а потім вже вводити розрахункові обмоткові коефіцієнти по ВГ.

При використанні сталі 2312 $\beta = 1,4$, тоді

$$P_{cm\nu} = 1,334 P_{cm1} \left(\frac{k_{ооб\nu}}{k_{ооб1}} \right)^2 \nu^{-0,6} \sin^2 \nu 60^\circ.$$

Згідно з наведеним алгоритмом був розрахований двигун з номінальною потужністю 40 кВт, напругою 440 В, частотою 60 Гц. В результаті розрахунку були отримані такі дані:

$$P_{e1,1} = 1550 \text{ Вт}, P_{e2,1} = 940 \text{ Вт}, P_{cm1} = 955 \text{ Вт},$$

$$\text{к.к.д. } \eta = 0,96.$$

Тепловий розрахунок за основною гармонікою дав такі результати:

– перевищення температури обмотки статора над температурою довкілля $\Delta \theta_1 = 93,5^\circ \text{C}$,

– перевищення температури осердя статора над температурою повітря всередині двигуна $\Delta \theta_{ноб1} = 19^\circ \text{C}$,

При розрахунку додаткових втрат від ВГ до уваги брали додаткові втрати від усіх непарних гармонік з 3-ї по 19-ту.

Розрахунки велися для значень обмотувальних коефіцієнтів 0,88, 0,9, 0,92, 0,94. Результати розрахунку наведено у табл. 1.

За наслідками розрахунку табл.1 було розраховано к.к.д. Результати розрахунку зведено до таблиці 2.

Таблиця втрат від ВГ у двигуні від величини

$k_{об1}$	з прямокутною напругою вида 2		з прямокутною напругою вида 1		Загальні втрати від ВГ	
	втрати в міді	втрати в сталі	втрати в міді	втрати в сталі	з прямокутною напругою вида 2	з прямокутною напругою вида 1
0,88	9,68	93,66	34,1	185,9	103,3 (2,82 %)	220 (6 %)
0,9	17,4	227	55,8	293	244,4 (6,67 %)	348,8 (9,52 %)
0,92	6,19	79,15	67,2	158,7	85,34 (2,33 %)	225,9 (6,17 %)
0,94	14,14	172,4	116,9	366	186,5 (5,09 %)	483 (13,2 %)

Таблиця 2

Значення к.к.д. для напруг живлення виду 1 і виду 2

$k_{об1}$	напруга виду 2	напруга виду 1
0,88	0.914	0.911
0,9	0.91	0.908
0,92	0.914	0.911
0,94	0.911	0.905

Таблиця 3

Перевищення температури окремих частин двигуна

Перевищення температури	За основної гармоніки	за рахунок додаткового розігріву від ВГ
– сердечника статора над температурою повітря усередині двигателя, °С	19	22,6
– обмотки статора над температурою повітря усередині машини, °С	23,9	25,8
– повітря всередині машини над температурою навколишнього середовища, °С	69,6	70,6
– обмотки статора над температурою навколишнього середовища, °С	93,5	96,4

К.к.д. без урахування втрат від ВГ згідно з розрахунком двигуна дорівнює $\eta = 0,916$.

При цьому найбільші втрати від ВГ показав варіант при $k_{об} = 0,9$. Додаткові втрати в обмотках збільшились на 1,1 % і становили 17,4 Вт, у сталі – на 23,8 % (227 Вт). К.к.д. зменшився до 0,91.

Результати теплового розрахунку, який вівся для найгіршого випадку, тобто при $k_{об} = 0,9$ і напрузі живлення виду 2 наведено в табл. 3.

Висновки. Як показують розрахунки, найбільш несприятливим з погляду додаткових втрат від ВГ є варіант при обмотувальному коефіцієнті, що дорівнює 0,9. Але навіть у цьому випадку енергетичні показники двигуна погіршуються лише трохи: к.к.д. зменшився всього на 0,6 %, додатковий розігрів обмотки статора над температурою навколишнього середовища склав 2,9 °С, сердечника статора над температурою повітря всередині двигуна, 3,6 °С, що не може викликати будь-якого помітного порушення теплового режиму двигуна в цілому. Тому запропонований варіант регулювання швидкості методом зміни частоти дозволить значно знизити втрати комутацій у ключах інвертора частотного перетворювача, відмовитися від складних і ненадійних систем рідинного і обмежитися повітряним охолодженням. В цілому наведена методика розрахунку додаткових втрат може бути також використана і для аналізу енергетичних показників асинхронних двигунів з довільною формою напруги живлення а також для двигунів з фазним ротором.

Список літератури:

1. Голощанов С. С., Іщенко І. М., Козловський М. І. Аналіз енергетичних характеристик асинхронного двигуна при живленні прямокутною напругою: Вісник Херсонської морської державної академії МДА № 2(21) 2019 р С. 98–107.
2. Маляр В. С. Теоретичні основи електротехніки. Електричні кола: навч. посібник. Львів : Львівська політехніка, 2012. 312 с.
3. Белікова Л. Я., Шевченко В. П. Електричні машини: навч. посібник. Одеса, 2012. 480 с.

Goloschapov S. S., Ivanov A. A., Doshchenko G. G., Nagovskiy D. A. OPTIMIZATION OF THE FORM OF THE SUPPLY VOLTAGE OF AN INDUCTION MOTOR WITH FREQUENCY CONTROL

Three-phase asynchronous motor (AD) is the main type of electric motor used in industry and on ships of the marine fleet. Three-phase ADs have gained wide application due to their simplicity of design, ease of maintenance and high reliability of operation. The use of an asynchronous drive in ship hoisting mechanisms, pumps and fans with adjustable performance involves smooth speed regulation in a wide range. Currently, frequency regulation is mainly used – the most smooth and economical way to regulate the speed of asynchronous squirrel-cage motors, which provides a wide range of regulation (up to 12:1 and above) with fairly rigid mechanical characteristics. However, the use of this method requires special frequency converters, the type of which determines the frequency control scheme of the AC. In modern drives, of all types of methods for obtaining a sinusoidal current, the method with an intermediate DC link and an inverter controlled by a pulse-width modulator (PWM) is mainly used. To obtain a sinusoidal shape of the current curve, it is necessary to switch the inverter keys quite often (approximately 10 times per half-period), which leads to significant switching losses in the keys and their heating, to reduce which liquid cooling systems are used. The latter sharply reduces operational reliability and complicates the design of the inverter. In the present article, the operational indicators of the AD when powered by a rectangular voltage of the meander type are investigated, the formation of which provides for an order of magnitude reduction in switching losses in the inverter and the rejection of liquid cooling systems. Based on the analysis of additional losses in the windings and steel of the motor from higher harmonics that arise when powered by a non-sinusoidal current, the energy indicators of the AD are determined for the described power supply methods and the influence of the winding coefficient values on these indicators. According to the calculation method presented, it has been proven that even in the worst case scenario, additional losses from higher harmonics constitute a small fraction of the total engine losses and cannot significantly affect its energy efficiency and thermal regime.

Key words: induction motor; harmonic, shortening factor; switching losses, winding factor.