

## ЕЛЕКТРОМАГНІТНІ ПАРАМЕТРИ ТА ЕЛЕКТРОМЕХАНІЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛІНІЙНОГО ДВИГУНА З ПОСТІЙНИМИ МАГНІТАМИ ПРИВОДУ ВІБРАТОРА. ЧАСТИНА 1

Роман Бондар

Київський національний університет будівництва і архітектури,  
03680, Повітрофлотський пр-т, 31, Київ, Україна, e-mail: rpbondar@gmail.com

## ELECTROMAGNETIC PARAMETERS AND ELECTROMECHANICAL CHARACTERISTICS OF THE LINEAR PERMANENT MAGNET MOTOR OF THE VIBRATOR. PART 1

Roman Bondar

Kyiv National University of Construction and Architecture,  
03680, Povitroflotsky Ave., 31, Kyiv, Ukraine, e-mail: rpbondar@gmail.com

**АНОТАЦІЯ.** Розглянуто вібратор з приводом від циліндричного лінійного двигуна зворотно-поступального руху. На підставі лінійної моделі двигуна отримано рівняння для визначення амплітуди фундаментальної гармоніки магнітної індукції в повітряному проміжку залежно від основних конструктивних розмірів машини (ширини полюсу, розмірів постійних магнітів, полюсної поділки та ін.). Визначено оптимальне значення зовнішнього діаметру активної зони двигуна, яке відповідає максимуму питомої електромагнітної сили за умови сталого значення струму двигуна.

**Ключові слова:** вібратор, електромагнітні параметри, електромеханічні характеристики, лінійний двигун, постійні магніти.

**АННОТАЦИЯ.** Рассмотрен вибратор с приводом от цилиндрического линейного двигателя возвратно-поступательного движения. На основании линейной модели двигателя получено уравнение для определения амплитуды фундаментальной гармоники магнитной индукции воздушного зазора в зависимости от основных конструктивных размеров машины (ширины полюса, размеров постоянных магнитов, полюсного деления и др.). Определено оптимальное значение внешнего диаметра активной зоны двигателя, которое соответствует максимуму удельной электромагнитной силы при условии постоянного значения тока двигателя.

**Ключевые слова:** вибратор, электромагнитные параметры, электромеханические характеристики, линейный двигатель, постоянные магниты.

**ABSTRACT. Purpose.** Identification of electromagnetic parameters and electromechanical characteristics of the vibrator from geometrical parameters of the linear motor. **Methodology/approach.** Results of theoretical researches are grounded on a linear model of the permanent magnet motor. Numerical calculations of the linear motor parameters are gained using finite element software. The electromechanical characteristics are received using the analytical model. **Findings.** The vibrator with a tubular linear motor drive is considered. After some preliminary analytical considerations, the performance of the motor is highlighted. The fundamental component of the Fourier series equation of the air-gap flux density depending on the basic constructive parameters (a pole width, permanent magnets parameters, a pole pitch, etc.) is obtained. Optimum value of external motor diameter of an active zone of the motor which corresponds to a maximum of specific electromagnetic force is identified. **Research limitations/implications.** Optimum ratios for the pole width and external diameter of the motor depending on parameters of a magnetic circuit are defined. **Originality/value.** The received equations can be applied to pre-design of the tubular linear motor drive of vibrating devices.

**Key words:** vibrator, electromagnetic parameters, electromechanical characteristics, linear motor, permanent magnets.

### ВСТУП

Вібраційні технології є основою багатьох сучасних технологічних процесів, пов'язаних з переміщенням та обробкою матеріалів, ущільненням, сортуванням, гранулюванням тощо. Зазвичай для реалізації зворотно-поступального руху застосовуються обертальні двигуни з відповідними

механічними передачами. Невисока ефективність таких приводів зумовлена значними механічними втратами в передавальних пристроях, а недостатня надійність – динамічними перевантаженнями в передачах та недовговічністю застосовуваних в них типових серій асинхронних двигунів [1].

Використання вібраційних пристроїв з приводом від лінійних двигунів (ЛД) має свої особливості, які визначаються харак-

тером робочого процесу. Конструкція магнітоелектричного ЛД обирається виходячи з допустимих вібраційних навантажень. Також необхідно застосовувати спеціальні заходи для захисту постійних магнітів та інших елементів машини від перевантаження. При цьому можуть змінюватись як магнітне поле в активній частині ЛД, так і механічні параметри коливальної частини. Зазначені обставини зумовлюють необхідність доповнення існуючих математичних моделей для розрахунку електромагнітних параметрів та електромеханічних характеристик ЛД приводу будівельних машин.

Для того, щоб вібратор виконував певну роботу (ущільнення, перемішування тощо), необхідно забезпечити відповідність електромеханічних характеристик ЛД (амплітудно-частотних, тягових тощо) вимогам робочого процесу. Процедура отримання зазначених характеристик для вібраторів з приводом від магнітоелектричного лінійного двигуна подано в роботах [2-4]. Крім того, для ефективної роботи вібратора разом з навантаженням потрібно підтримувати такий режим, при якому забезпечуються високі значення ККД та коефіцієнту потужності, особливо для потужних машин. Зв'язок енергетичних характеристик з електромеханічними параметрами вібратора й ЛД досліджено в роботах [5, 6].

Зазначені роботи розв'язують проблему розрахунку характеристик вібратора з приводом від ЛД електромеханічні параметри якого є визначеними, зокрема на підставі скінченно-елементного аналізу. Разом з тим, невизначеним залишається питання залежності електромеханічних характеристик вібратора від геометричних параметрів ЛД (полюсна поділка, головні розміри тощо), тобто відсутні комплексні аналітичні моделі, які пов'язують характеристики робочого процесу з конструктивними параметрами машини.

Метою даної роботи є визначення залежностей електромагнітних параметрів та електромеханічних характеристик вібратора від геометричних параметрів лінійного двигуна.

## МОДЕЛЬ ЦИЛІНДРИЧНОГО ДВИГУНА З ПОСТІЙНИМИ МАГНІТАМИ

У приводах промислових та будівельних машин і механізмів застосовуються різні конструкції ЛД з постійними магнітами. Вони можуть відрізнятись типом магнітопроводу (зубчастий або гладкий), геометрією (плоский, циліндричний), розташуванням магнітів та напрямком їх намагнічування (аксіальний, радіальний тощо), довжиною статора відносно довжини якоря. В залежності від конструкції відрізняються і моделі, що застосовуються для їх розрахунку. У вібраційних машинах, внаслідок значних вібраційних навантажень, перевага надається циліндричному зубчастому типу магнітопроводу, що забезпечує більшу надійність та високі питомі показники електромагнітної сили.

Далі будемо розглядати циліндричний ЛД з зубчастим магнітопроводом та постійними магнітами (ПМ) на якорі [7], які намагнічені в аксіальному напрямку. При дещо вищих питомих показниках [8] та кращій міцності (порівняно з поверхневим розташуванням магнітів), така будова сприяє збільшенню маси якоря (тобто коливальної частини, яка передає механічну енергію в навантаження).

Для спрощення розрахункових рівнянь та залежностей будемо використовувати ідеалізовану модель двигуна, ескізне зображення якого подано на рис. 1. В моделі приймаються наступні припущення:

- нескінченна магнітна проникність магнітопроводу (зменшення магнітного потоку в сталі) дорівнює нулю, магнітні втрати не враховуються;

- відсутність потоків розсіювання;

- синусоїдний розподіл електричного навантаження (не враховуються зубцеві гармоніки та прикінцеві ефекти);

- вплив магнітного поля, створюваного струмом статора, на потік ПМ не враховуються.

В традиційних конструкціях циліндричних ЛД найчастіше застосовуються кільцеві магніти, що фіксуються на валу за допомогою стяжної гайки. Розподіл магнітної індукції (радіальна компонента) в повітря-

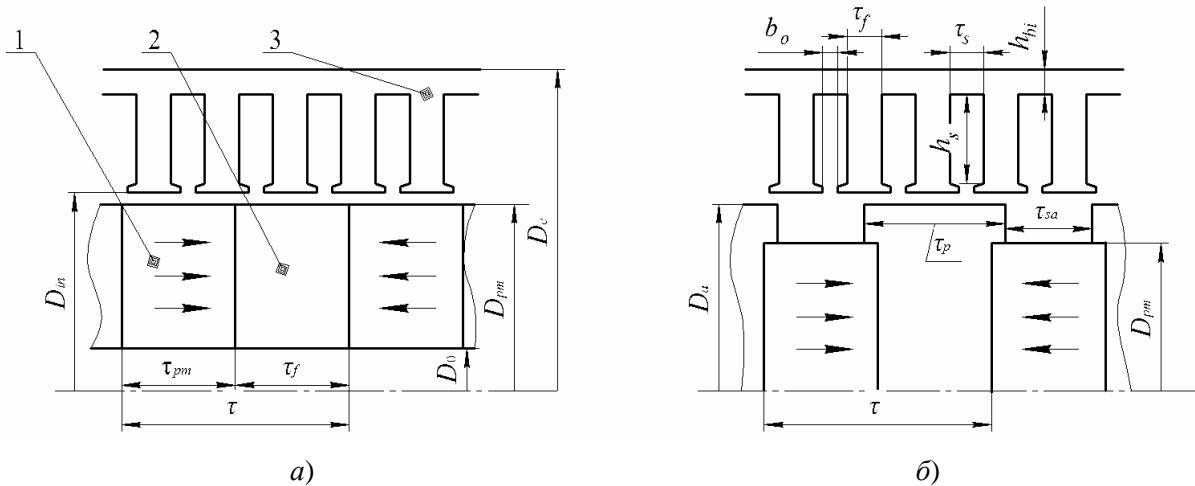


Рис. 1. Схематичне зображення пари полюсів ЛД: 1 - постійні магніти; 2 - сталеві полюси; 3 - магнітопровід статора

Fig. 1. Sketch of linear motor pair pole: 1- permanent magnets; 2 - steel poles; 3 - stator yoke

ному проміжку такого ЛД, за вказаних вище припущень, наближається до прямокутної форми й має значення [8]

$$B_g = \frac{B_{rem} \frac{\tau_{pm}}{\mu_{rec}} \left( 1 - \left( \frac{D_0}{D_{in}} \right)^2 \right)}{2g_{ac} \left( 1 - \left( \frac{D_0}{D_{in}} \right)^2 \right) + \frac{2\tau_{pm}(\tau - \tau_{pm})}{\mu_{rec} D_{in}}}, \quad (1)$$

де  $B_{rem}$  – залишкова магнітна індукція постійних магнітів;  $\tau_{pm}$  – ширина магніту;  $\mu_{rec}$  – відносна магнітна проникність матеріалу магніту;  $D_{in}$  – внутрішній діаметр статора;  $D_0$  – внутрішній діаметр постійного магніту;  $g_{ac} = (D_{in} - D_{pm})/2$  – повітряний проміжок;  $\tau$  – полюсна поділлка (рис. 1, а).

Аналіз виразу (1) свідчить, що магнітна індукція зростає зі збільшенням відношення  $\tau_{pm}/\tau$ . При цьому необхідно враховувати, що електромагнітна сила ЛД та потокозчеплення його обмотки пропорційні значенню фундаментальної гармоніки магнітної індукції [8].

Як відомо, періодичну функцію можна представити у вигляді тригонометричного ряду Фур'є. В даному випадку магнітна індукція в повітряному проміжку є періодичною функцією  $B_g(x)$  з періодом  $2\tau$  (рис. 2), яка може бути представлена у вигляді тригонометричного ряду косинусів:

$$B_g(x) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} B_{gn} \cos\left(\frac{n\pi x}{\tau}\right),$$

де

$$B_{gn} = \frac{2}{\tau} \int_{-\tau/2}^{\tau/2} B_g \cos\left(\frac{n\pi x}{\tau}\right) dx = \frac{4B_g}{n\pi} \sin\left(\frac{n\pi\tau_f}{2\tau}\right);$$

$\tau_f$  – ширина полюсу (рис.1, а).

Звідси розподіл магнітної індукції в повітряному проміжку запишеться як

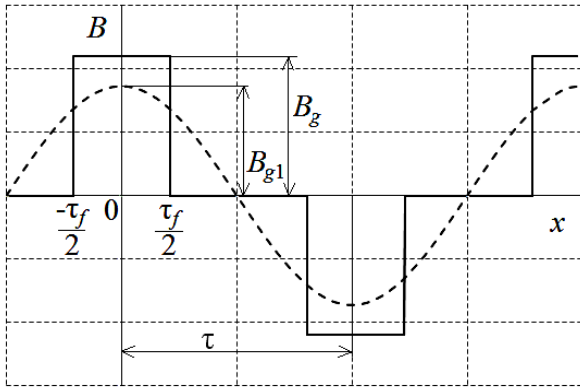
$$B_g(x) = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{4B_g}{n\pi} \sin\left(\frac{n\pi\tau_f}{2\tau}\right) \cos\left(\frac{n\pi x}{\tau}\right). \quad (2)$$

Тоді амплітуда фундаментальної гармоніки радіальної компоненти магнітної індукції в повітряному проміжку дорівнює

$$B_{g1} = \frac{4}{\pi} B_g \sin\left(\frac{\pi\tau_f}{2\tau}\right). \quad (3)$$

З виразів (1, 3) випливає, що збільшення ширини полюсу  $\tau_f$  сприяє збільшенню  $B_{g1}$  та зменшенню  $B_g$ . Тому вираз (3) матиме максимум, який наближено був визначений у [8].

За умови незмінного об'єму активної зони машини значення магнітної індукції в повітряному проміжку, як витікає з рівняння (1), зростатиме зі зменшенням внутрішнього діаметру магніту  $D_0$  (рис. 1, а).



**Рис.2.** Розподіл магнітної індукції в повітряно-му проміжку

**Fig. 2.** Air gap magnetic flux density distribution

В даній конструкції для збільшення магнітного навантаження необхідно намагатись збільшувати як ширину полюса, так і ширину постійних магнітів, що при такому компонуванні є взаємовиключним. Необхідно враховувати також те, що при зменшенні ширини полюса суттєво зростають зубцеві гармоніки електромагнітної сили. Тому оптимальне відношення ширини постійних магнітів до полюсної поділки, отримане в роботі [8] (0,6 ... 0,8), навряд чи є прийнятним для практичного застосування.

З точки зору мінімізації зазначених вище недоліків більш прийнятною є конструкція якірних пазів зі шліцами (рис. 1, б). Це дозволяє, по-перше варіювати ширину магнітів незалежно від полюсної поділки, по-друге – обирати ширину полюсів з врахуванням мінімізації зубцевих гармонік електромагнітної сили.

В конструкції за рис. 1, а магніти разом з полюсами стягуються в пакет [7] і під час роботи вібратора приймають на себе навантаження від інших полюсів і магнітів (найбільше навантаження припадає на крайні магніти). Порівняно з кільцевими магнітами постійні магніти типу «шайба» мають вищу міцність, що дозволяє підвищити рівень припустимих вібраційних навантажень машини. Крім того, є можливість розвантажити магніти від інерційної сили інших частин якоря за допомогою немагнітних вставок між полюсами. Виступаючі частини сталевих полюсів при цьому жорстко фіксуються між собою вставками, що дає

можливість зменшити механічне навантаження на постійні магніти.

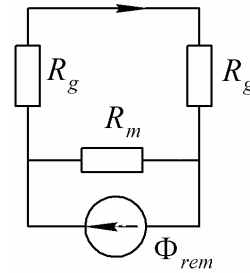
Деяке можливе погіршення питомих показників у цьому випадку (внаслідок збільшення зовнішнього діаметру якоря) компенсується можливістю роботи на більших прискореннях й стає можливим віброударний режим роботи.

Схема заміщення, що відповідає конфігурації ЛД з ПМ типу «шайба», за вказаних вище припущень, показана на рис. 3.

Для еквівалентного магнітного кола закон рівноваги МРС запишеться в наступному вигляді

$$\Phi_{rem} R_m = \frac{\Phi_g}{2} (R_m + 2R_g), \quad (4)$$

де  $\Phi_{rem}$  – залишковий магнітний потік ПМ;  $R_m$  – магнітний опір постійного магніту;  $\Phi_g$  – магнітний потік у повітряному проміжку;  $R_g$  – магнітний опір повітряного проміжку.



**Рис. 3.** Магнітна схема заміщення

**Fig. 3.** Magnetic equivalent circuit

Відповідні параметри схеми заміщення визначаються виразами:

магнітний опір постійного магніту

$$R_m = \frac{4\tau_{pm}}{\mu_{rec}\mu_0\pi D_{pm}^2}, \quad (5)$$

де  $\mu_0$  – магнітна стала ( $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн/м);  $D_{pm}$  – діаметр постійного магніту (рис. 1);

магнітний опір повітряного проміжку

$$R_g = \frac{k_c(D_{in} - D_a)}{\mu_0\pi\tau_p D_{in}}, \quad (6)$$

де  $k_c$  – коефіцієнт Картера;  $\tau_p$  – ширина полюсу;  $D_a$  – діаметр якоря (рис. 1, б).

Залишковий магнітний потік дорівнює

$$\Phi_{rem} = \frac{B_{rem}\pi D_{pm}^2}{4}. \quad (7)$$

Тоді з рівняння (4) магнітний потік у повітряному проміжку на один полюс становитиме

$$\Phi_g = 2\Phi_{rem} \frac{R_m}{R_m + 2R_g} = \frac{B_{rem}\tau_{pm}\pi D_{pm}^2 D_{in}\tau_p}{2\tau_{pm}\tau_p D_{in} + k_c(D_{in} - D_a)\mu_{rec}D_{pm}^2}, \quad (8)$$

а магнітна індукція в повітряному проміжку дорівнює

$$B_g = \frac{\Phi_g}{\tau_p \pi D_{in}} = \frac{B_{rem}\tau_{pm}D_{pm}^2}{2\tau_{pm}\tau_p D_{in} + k_c(D_{in} - D_a)\mu_{rec}D_{pm}^2}. \quad (9)$$

Значення фундаментальної гармоніки магнітної індукції визначиться виразом

$$B_{g1} = \frac{4}{\pi} B_g \sin\left(\frac{\pi\tau_p}{2\tau}\right) = \frac{4B_{rem}\tau_{pm}D_{pm}^2 \sin\left(\frac{\pi\tau_p}{2\tau}\right)}{2\pi\tau_{pm}\tau_p D_{in} + k_c\pi(D_{in} - D_a)\mu_{rec}D_{pm}^2}. \quad (10)$$

Вираз (10) не має максимуму при зміні ширини магніту  $\tau_{pm}$  й на відміну від конфігурації за рис. 1, а, значення  $B_{g1}$  зростає зі збільшенням ширини постійного магніту.

Справді, рівняння  $\frac{\partial B_{g1}}{\partial \tau_{pm}} = 0$  не має коренів, а знак похідної є додатній, звідки витікає, що залежність амплітуди фундаментальної гармоніки магнітної індукції від ширини постійного магніту є зростаючою.

В даній конструкції залежність  $B_{g1}$  від ширини полюсу  $\tau_p$  матиме максимум для визначення якого, приведемо вираз (10) до більш зручного вигляду.

Оскільки ширина полюса практично може знаходитись в межах від 0 до  $\tau$ , то вираз для амплітуди першої гармоніки може бути наближено представлений у вигляді

$$B_{g1} = \frac{4}{\pi} B_g \sin\left(\frac{\pi\tau_p}{2\tau}\right) \approx \frac{4}{\pi} B_g (c_1\tau_p^2 + c_2\tau_p + c_3),$$

де  $c_1, c_2, c_3$  – коефіцієнти, які визначаються з наступних міркувань.

Якщо  $\tau_p = 0$ , то  $\sin\left(\frac{\pi\tau_p}{2\tau}\right) = 0$ , отже  $c_3 = 0$ .

Коли  $\tau_p = \tau$ , то  $\sin\left(\frac{\pi\tau_p}{2\tau}\right) = 1$ , й отримаємо

перше рівняння системи (11). Друге рівняння отримаємо за умови, що якщо  $\tau_p = \tau/2$ , то  $\sin\left(\frac{\pi\tau_p}{2\tau}\right) = \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) = \frac{\sqrt{2}}{2}$ , тобто

$$\left. \begin{aligned} c_1\tau^2 + c_2\tau &= 1; \\ c_1\frac{\tau^2}{4} + c_2\frac{\tau}{2} &= \frac{\sqrt{2}}{2}. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Розв'язуючи систему рівнянь, отримаємо

$$c_1 = \frac{2-2\sqrt{2}}{\tau^2}; \quad c_2 = \frac{2\sqrt{2}-1}{\tau}.$$

Тоді

$$B_{g1} \approx \frac{4B_g}{\pi} \left( \frac{2-2\sqrt{2}}{\tau^2} \tau_p^2 + \frac{2\sqrt{2}-1}{\tau} \tau_p \right). \quad (12)$$

Максимум залежності амплітуди фундаментальної гармоніки від ширини полюсу отримаємо, прирівнявши похідну від (12) за

$\tau_p$  нулю  $\frac{\partial B_{g1}}{\partial \tau_p} = 0$ , звідки

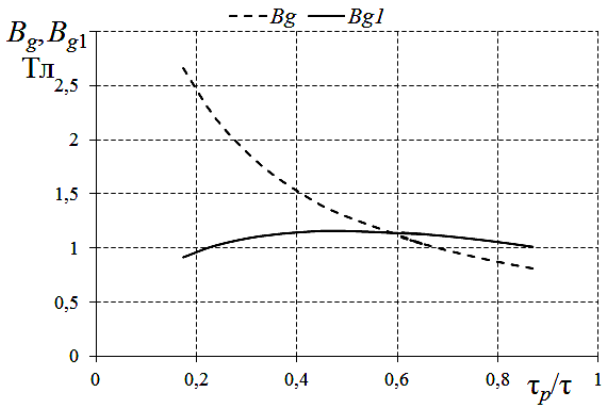
$$\tau_p = \frac{-c_4}{2(2-2\sqrt{2})\tau_{pm}D_{in}} - \frac{\sqrt{c_4^2 - 2\tau_{pm}D_{in}(2\sqrt{2}-1)\tau c_4}}{2(2-2\sqrt{2})\tau_{pm}D_{in}}, \quad (13)$$

де  $c_4 = (2-2\sqrt{2})k_c(D_{in} - D_a)\mu_{rec}D_{pm}^2$ .

На рис. 4 показано магнітну індукцію в залежності від відношення ширини полюсу  $\tau_p$  до полюсної поділки  $\tau$ .

Як видно з рисунку, значення магнітної індукції в повітряному проміжку  $B_g$  зростає зі зменшенням ширини полюсу. Залежність фундаментальної гармоніки  $B_{g1}$  має максимум в околиці  $\tau_p/\tau \approx 0,5$ .

В ЛД з невеликою кількістю полюсів значення ширини полюса, визначене рівнянням (13), може відрізнитись від оптимального. По-перше, це зумовлено значним впливом прикінцевих ефектів в таких машинах. Природа та вплив цих ефектів залежить від типу ЛД та його конструкції.



**Рис. 4.** Амплітуда магнітної індукції в повітряному проміжку циліндричного ЛД:  $\mu_{rec} = 1,03$ ;  $D_{in} = 0,094$  м;  $\tau = 0,046$  м;  $g_{ac} = 0,003$  м;  $B_{rem} = 1,31$  Тл

**Fig. 4.** Air gap flux density in the tubular linear motor:  $\mu_{rec} = 1.03$ ;  $D_{in} = 0.094$  m;  $\tau = 0.046$  m;  $g_{ac} = 0.003$  m;  $B_{rem} = 1.31$  T

В розглядуваному статичному режимі (за відсутності струму в обмотках) значення магнітної індукції на крайніх полюсах приблизно в два рази менше, ніж на середніх і відрізняється від визначеного рівнянням (9). На практиці для підвищення магнітної індукції крайніх полюсів їх ширину зменшують порівняно із середніми полюсами.

По-друге, ширина полюсів має значний вплив на зубцеві гармоніки електромагнітної сили, які виникають внаслідок сили притягування між зубцями статора та ротора, що має місце в машинах такого типу. Для зменшення пульсацій електромагнітної сили в ЛД застосовуються різні способи, зокрема спеціальні алгоритми керування [9] або змінний полюсний крок магнітної системи [10], а також підбір ширини полюсів якоря відносно ширини зубців статора.

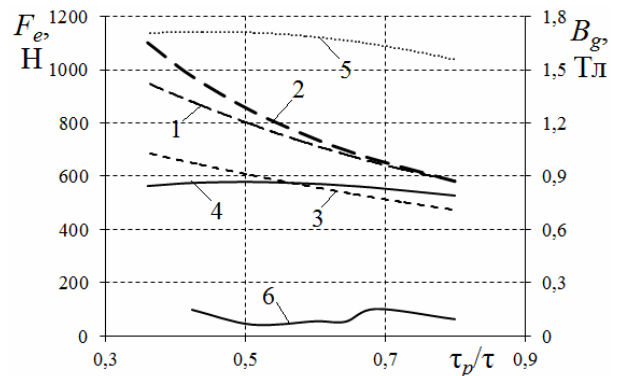
В машинах з однаковою довжиною активних зон статора та якоря, крім зубцевих гармонік, також виникає сила, що намагається встановити якір напроти статора. Тому остаточні розміри ширини полюсу слід обирати на підставі більш детального чисельного аналізу магнітного поля активної зони.

Внаслідок осової симетрії машини така задача може вирішуватись в осесиметричній постановці методом скінченних елементів, як показано зокрема в [7].

На рис. 5 показано залежності магнітної індукції в повітряному проміжку лінійного двигуна за наступних умов: однакова довжина активних зон статора та якоря; кількість пар полюсів  $p = 4$ ; ширина крайніх полюсів у два рази менша, ніж середніх.

Крива 1 ілюструє значення магнітної індукції в повітряному проміжку напроти середніх полюсів, визначене за результатами чисельного розрахунку методом скінченних елементів, крива 2 – ту ж величину, розраховану згідно рівняння (9). Як видно з рисунку, розбіжність між розрахованими значеннями збільшується зі зменшенням ширини полюсу  $\tau_p$ , що пояснюється зростанням впливу насичення магнітопроводу. Магнітна індукція крайніх полюсів (крива 3) має менше значення порівняно з індукцією середніх.

Залежність амплітуди фундаментальної гармоніки, розраховану згідно (10), ілюструє крива 4. Максимум цієї залежності має місце коли ширина полюсу дорівнює  $\tau_p = 0,023$  м. Розраховане за рівнянням (13) оптимальне значення ширини полюсу становить  $\tau_p = 0,019$  м.



**Рис. 5.** Магнітна індукція в повітряному проміжку та електромагнітна сила циліндричного ЛД:  $\mu_{rec} = 1,03$ ;  $D_{in} = 0,086$  м;  $D_a = 0,0804$  м;  $D_{pm} = 0,07$  м;  $\tau = 0,046$  м;  $\tau_{pm} = 0,03$  м;  $B_{rem} = 1,31$  Тл;  $p = 4$

**Fig. 5.** Air-gap flux density and force of the tubular linear motor:  $\mu_{rec} = 1.03$ ;  $D_{in} = 0.086$  m;  $D_a = 0.0804$  m;  $D_{pm} = 0.07$  m;  $\tau = 0.046$  m;  $\tau_{pm} = 0.03$  m;  $B_{rem} = 1.31$  T;  $p = 4$

Чисельний розрахунок значення електромагнітної сили, що діє на якір, виконувався на підставі тензору тяжіння Максвелла  $T$  згідно виразу [11]

$$F_e = \int_S 2 \cdot \pi \cdot r \cdot n \cdot T \cdot dS,$$

де  $n$  – одиничний вектор зовнішньої нормалі до поверхні якоря  $S$ .

Крива 5 ілюструє середнє значення електромагнітної сили при переміщенні якоря в межах полюсної поділки. Максимум цієї залежності має місце якщо  $\tau_p/\tau = 0,45$ , що відповідає  $\tau_p = 0,021$  м, і є досить близьким до розрахованого згідно (13) оптимального значення.

При виборі ширини полюсу необхідно також враховувати вплив гармонік електромагнітної сили, зумовлених зубчастою структурою магнітопроводу та дією крайового ефекту. Крива 6 відображує середнє значення електромагнітної сили при переміщенні якоря в межах полюсної поділки за відсутності струму статора. Хоча оптимальне значення ширини полюсу знаходиться в околиці  $\tau_p/\tau \approx 0,45$ , проте більш прийнятним (з метою мінімізації гармонік електромагнітної сили) є вибір значення параметру, при якому забезпечується  $\tau_p/\tau = 0,5 \dots 0,65$ .

З рівняння (9) магнітний потік на один полюс дорівнює  $\Phi_g = B_g \tau_p \pi D_{in}$ . Враховуючи, що потокозчеплення обмотки, зумовлене полем постійних магнітів, пропорційне першій гармоніці магнітної індукції в повітряному проміжку, амплітуда потокозчеплення визначиться рівнянням

$$\Psi_m = 2B_g \tau_p D_{in} \sin\left(\frac{\pi \tau_p}{2\tau}\right) w, \quad (14)$$

де  $w$  – кількість витків обмотки.

Тоді, амплітуда електромагнітної сили може бути записана у вигляді

$$F_{em} = \frac{\Psi_m \pi I_m}{\tau} = \frac{2}{\tau} B_g \tau_p \pi D_{in} \sin\left(\frac{\pi \tau_p}{2\tau}\right) w I_m = \frac{2B_{rem} \tau_{pm} D_{pm}^2 \tau_p \pi D_{in} \sin\left(\frac{\pi \tau_p}{2\tau}\right) w I_m}{\tau(2\tau_{pm} \tau_p D_{in} + k_c (D_{in} - D_a) \mu_{rec} D_{pm}^2)}, \quad (15)$$

де  $I_m$  – амплітудне значення струму.

Вираз (15) не містить зовнішніх розмірів машини й амплітуда електромагнітної сили зростатиме зі збільшенням кількості витків обмотки та струму в ній, тобто зі збільшенням зовнішнього діаметру, оскільки остан-

ній, в даному випадку, визначатиме площу пазів та тепловіддачу.

З метою визначення оптимальних конструктивних показників розглянемо залежність від зовнішнього діаметру  $D_e$  питомого значення електромагнітної сили  $F_{em}/V_{LM}$ , де  $V_{LM}$  – об'єм двигуна.

Кількість витків обмотки дорівнює

$$w = \frac{n_s S_s k_{fill}}{S_{con}},$$

де  $n_s$  – кількість пазів;  $S_s$  – площапазу;  $k_{fill}$  – коефіцієнт заповненняпазу;  $S_{con}$  – площаперерізу провідника обмотки.

Площапаза дорівнює  $S_s = \tau_s h_s$ , де  $\tau_s$ ,  $h_s$  – відповідно ширина та висотапаза (рис. 1). Нехтуючи висотою клинової частини та шліца, висотапаза визначиться як  $h_s = \frac{D_e - D_{in} - 2h_{bi}}{2}$ , де  $h_{bi}$  – висота спинки статора. Тоді кількість витків можна подати у вигляді

$$w = \frac{n_s \tau_s h_s k_{fill}}{S_{con}} = \frac{n_s \tau_s (D_e - D_{in} - 2h_{bi}) k_{fill}}{2S_{con}}.$$

Прийmemo, що об'єм ЛД становить  $V_{LM} = \frac{\pi D_e^2}{4} L_c = \frac{\pi D_e^2 p \tau}{2}$ , де  $L_c = 2p\tau$  – довжина активної зони машини;  $p$  – кількість пар полюсів.

З врахуванням вищенаведеного, питоме значення електромагнітної сили запишеться

$$\frac{F_{em}}{V_{LM}} = \frac{2B_{rem} \tau_{pm} D_{pm}^2 \tau_p D_{in} \sin\left(\frac{\pi \tau_p}{2\tau}\right)}{S_{con} D_e^2 p \tau^2} \times \frac{n_s \tau_s (D_e - D_{in} - 2h_{bi}) k_{fill} I_m}{2\tau_{pm} \tau_p D_{in} + k_c (D_{in} - D_a) \mu_{rec} D_{pm}^2}. \quad (16)$$

В короткочасному режимі роботи, як зазвичай працюють вібратори, вплив температурних показників не такий суттєвий, як у тривалому. Більш важливим чинником, який обмежує значення струму в такому випадку, є магнітні обмеження, а саме індукція в зубцях магнітопроводу статора. Крім того, для уникнення розмагнічування постійних магнітів, МРС обмотки має бути обмежена порівняно з МРС магнітів.

Остання умова є менш жорсткою ніж індукція в зубцях, оскільки сучасні рідкозе-

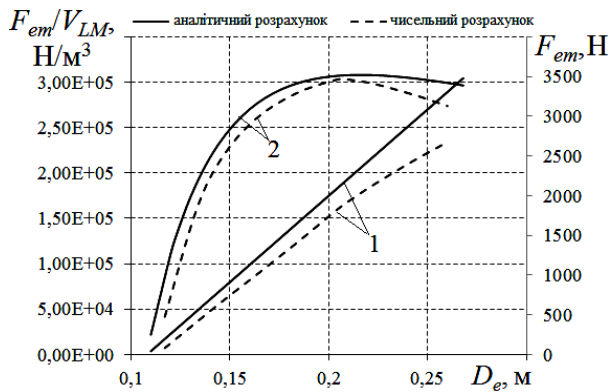


мельні магніти характеризуються високою коерцитивною силою навіть при високій температурі. А оскільки магнітна індукція зубців в основному зумовлена полем постійних магнітів (й менше залежить від струму), далі будемо вважати, що струм при зміні зовнішнього діаметру є сталим.

Тоді, максимум відношення (16), в залежності від зовнішнього діаметру, визначимо з рівняння

$$\frac{\partial \left( \frac{F_{em}}{V_{LM}} \right)}{\partial D_e} = 0, \text{ звідки} \\ D_e = 2D_{in} + 4h_{bi}. \quad (17)$$

На рис. 6 показано залежності електромагнітної сили (крива 1) та її питомого значення (крива 2) від зовнішнього діаметру ЛД. Згідно рівняння (17) максимум питомої електромагнітної сили для даного випадку відповідає діаметру  $D_e = 0,22$  м. Більш детальний чисельний аналіз для тих самих розмірів ЛД (штрихова лінія) показує, що максимум спостерігається при меншому значенні діаметра  $D_e = 0,21$  м. Очевидно, це пояснюється зростанням впливу потоків розсіювання, які не враховуються в аналітичній моделі.



**Рис. 6.** Електромагнітна сила  $F_{em}$  та її питоме значення  $F_{em}/V_{LM}$ :  $h_{bi} = 0,011$  м;  $L_c = 0,184$  м;  $I = 25$  А

**Fig 6.** Force  $F_{em}$  and force per external volume  $F_{em}/V_{LM}$ :  $h_{bi} = 0.011$  m;  $L_c = 0.184$  m;  $I = 25$  A

Якщо прийняти за початок координат положення, відносно якого здійснюються коливання якоря (положення при якому потокозчеплення від поля магнітів дорівнює нулю), то залежність потокозчеплення, зумовленого полем постійних магнітів, від

положення якоря ЛД можна виразити у вигляді [2]

$$\Psi_{pm}(x_a) = \Psi_m \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x_a\right),$$

де  $x_a$  – переміщення якоря відносно статора. Тобто потокозчеплення від поля ПМ має максимальне значення в положеннях якоря  $x_a = \pm\tau/2$ . Тому при розрахунках ЛД з невеликою кількістю полюсів та зіставною довжиною активних зон статора та якоря необхідно враховувати те, що в зазначених положеннях один крайній полюс обмотки статора має розімкнене магнітне коло і магнітний потік у ньому досить незначний. Це зумовлює зменшення амплітуди потокозчеплення порівняно з визначеним згідно рівняння (14).

Власні потокозчеплення та індуктивність обмотки ЛД визначаються з виразів

$$\Psi_w = F_w w \Lambda_w = \frac{w^2 i}{R_m + R_g}; \quad L = w^2 \Lambda_w, \quad (18)$$

де  $\Lambda_w = 1/(R_m + R_g)$  – еквівалентна провідність для потоку, що утворюється обмоткою.

Враховуючи (5, 6), значення індуктивності становитиме

$$L = \frac{\Psi_w}{i} = \frac{w^2}{\frac{4\tau_{pm}}{\mu_{rec}\mu_0\pi D_{pm}^2} + \frac{k_c(D_{in} - D_a)}{\mu_0\pi\tau_p D_{in}}}. \quad (19)$$

За однакової довжини активних зон статорної та якірної частин значення індуктивності, визначене рівнянням (19), залежить також від положення якоря. Зі зміщенням якоря індуктивність обмотки дещо зменшується.

## ВИСНОВКИ

В роботі представлено ідеалізовану модель лінійного двигуна зворотно-поступального руху приводу вібратора. На підставі розробленої моделі отримано вирази, що дозволяють провести розрахунок електромагнітних параметрів лінійного двигуна та електромеханічних характеристик вібратора за геометричними параметрами його активної зони.

Визначено оптимальні співвідношення для ширини полюсу якоря в залежності від



параметрів магнітного кола, а також оптимальне значення зовнішнього діаметру, яке відповідає максимуму питомої електромагнітної сили двигуна.

Отримані рівняння можуть застосовуватись для попереднього розрахунку циліндричних лінійних двигунів приводу вібраційних пристроїв під час їх проектування.

#### ЛІТЕРАТУРА

1. Черняев В.И. Вибромолоты и вибропогружатели с виброударостойкими электродвигателями // Исследование вибрационного и виброударного погружения свай. Сб. статей. Под ред. Головачева А.С. – М.: Транспорт, – 1968. – С. 5-15.
2. Бондар Р.П. Електромеханічні характеристики коаксіально-лінійного синхронного вібратора установки для безтраншейної проходки горизонтальних свердловин // Технічна електродинаміка. – Київ, – 2008. – №2. – С.31-35.
3. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Подольцев О.Д. Моделювання робочих характеристик віброзанурювача з лінійним електроприводом в пакеті Matlab/Simulink // Електротехніка і електромеханіка. – Харків, – 2010. – №6. – С. 13-17.
4. Бондар Р.П. Кутові характеристики лінійного двигуна з явнополюсним якорем приводу вібратора // Гірничі, будівельні, дорожні та меліоративні машини. – Київ, – 2014. – №84. – С. 85-92.
5. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Литвин О.Ю., Подольцев О. Д. Моделювання енергетичних характеристик вібратора з лінійним електричним приводом // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – Кременчук, – 2013. – №2. – С. 66-74.
6. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Подольцев О.Д. Розрахунок робочих характеристик лінійного двигуна зворотно-поступального руху в пакеті Matlab/Simulink // Електротехніка і електромеханіка. – Харків, – 2010. – №4. – С. 13-17.
7. Голенков Г.М., Бондар Р.П., Макогон С.А., Подольцев А.Д., Богаенко М.В., Попков В.С. Численный расчет магнитного поля и основных характеристик электровибратора на основе коаксиально-линейного двигателя с постоянными магнитами // Електротехніка і електромеханіка. – Харків, – 2007. – №1. – С. 8-12.

8. Bianchi N., Bolognani S., Corte D., Tonel F. Tubular Linear Permanent Magnet Motors: An Overall Comparison. IEEE Trans. on Ind. Applicat., vol. 39, no. 2, March/April 2003, pp. 466-475.
9. Hyo-Sung Ahn, YangQuan Chen, Huifang Dou. State-Periodic Adaptive Compensation of Cogging and Coulomb Friction in Permanent Magnet Linear Motors. American Control Conference, June, 2005. Portland, USA, pp. 3036-3041.
10. Bianchi N., Bolognani S., Cappello A. Reduction of cogging force in PM linear motors by pole-shifting. IEE Proc.-Electr. Power Appl., vol. 152, no. 3, May 2005, pp. 703-709.
11. Шимони К. Теоретическая электротехника. – М: Мир, – 1964. – 774 с.

#### REFERENCES

1. Cherniaev V.I., 1968. Vibromoloty i vibropogruzhateli s vibroudarostoykimi elektrodvigateleyami [Vibratory hammers and vibratory drivers with vibration-proof electric motors]. Issledovanie vibratsionnogo i vibroudarnogo pogruzheniya svay. Moscow: Transport, 5-15.
2. Bondar R.P., 2008. Elektromekhanichni kharakterystyky koaksial'no-liniynoho synkhronnoho vibratora ustanovky dlya beztransheynoyi prokhodky horizontal'nykh sverdlovyn [Electromechanical characteristics of tubular linear synchronous vibrator of trenchless pipelayer]. Tekhnichna elektrodynamika, No.2, 31-35.
3. Bondar R.P., Golenkov G.M., Podoltsev A.D., 2010. Modelyuvannya robochykh kharakterystyk vibrozanyuvacha z liniynym elektroprivodom v paketi Matlab/Simulink [Modeling of working characteristics of vibratory driver with the linear electric drive in Matlab/Simulink software]. Elektrotehnika i elektromekhanika, No.6, 13-17.
4. Bondar R.P., 2014. Kutovi kharakterystyky liniynoho dvyhuna z yavnopolyusnym yakorem pryvodu vibratora [Thrust-angle characteristics of a salient-pole linear motor drive of vibrator]. Mining, constructional, road and melioration machines, No.84, 85-92.
5. Bondar R.P., Golenkov G.M., Lytvun A.Yu., Podoltsev A.D., 2013. Modelyuvannya enerhetychnykh kharakterystyk vibratora z liniynym elektrychnym pryvodom [Modeling of power characteristics of the vibrator with a linear electric drive]. Elektromekhanichni i energozberigayuchi systemy, No.2(22), 66-74.

6. *Bondar R.P., Golenkov G.M., Podoltsev A.D., 2010.* Rozrakhunok robochykh kharakterystyk liniynoho dvyhuna zvorotno-postupal'noho rukhu v paketi Matlab/Simulink [Calculation of working characteristics of linear oscillation motor in Matlab/Simulink software]. *Elektrotehnika i electromehanika*, No.4, 13-17.
7. *Golenkov G.M., Bondar R.P., Makogon S.A., Podoltsev A.D., Bogaenko M.V., Popkov V.S., 2007.* Chislennyiy raschet magnitnogo polya i os-novnyih kharakteristik elektrovibratora na os-nove koaksialno-lineynogo dvygatelya s postoyannyimi magnitami [Numerical calculation of magnetic field and main characteristics of electrovibrator based on coaxial-linear motor with permanent magnets]. *Elektrotehnika i electromehanika*, No.1, 8-12.
8. *Bianchi N., Bolognani S., Corte D., Tonel F., 2003.* Tubular Linear Permanent Magnet Motors: An Overall Comparison. *IEEE Trans. on Ind. Applicat.*, Vol. 39, No.2, 466-475.
9. *Hyo-Sung Ahn, YangQuan Chen, Huifang Dou, 2005.* State-Periodic Adaptive Compensation of Cogging and Coulomb Friction in Permanent Magnet Linear Motors. *American Control Conference*. Portland, USA, 3036-3041.
10. *Bianchi N., Bolognani S., Cappello A., 2005.* Reduction of cogging force in PM linear motors by pole-shifting. *IEE Proc.-Electr. Power Appl.*, Vol. 152, No.3, 703-709.
11. *Shimoni K., 1964.* *Teoreticheskaya elektrotehnika* [Theoretical electrical engineering]. – Moscow, Mir Publ., 774.