

КУТОВІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛІНІЙНОГО ДВИГУНА З ЯВНОПОЛЮСНИМ ЯКОРЕМ ПРИВОДУ ВІБРАТОРА

Роман Бондар

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

THRUST-ANGLE CHARACTERISTICS OF A SALIENT-POLE LINEAR MOTOR DRIVE OF VIBRATOR

Roman Bondar

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

АНОТАЦІЯ. Розглянуто вібратор з приводом від лінійного двигуна зворотно-поступального руху з явнополюсним якорем та наведено його математичну модель. На підставі рівняння для реактивної складової електромагнітної сили визначено механічну роботу та показано її залежність від фазового кута коливань. За допомогою імітаційної Simulink-моделі отримано основні характеристики вібратора з приводом від лінійного двигуна в залежності від фазового кута коливань та виявлено тенденції, що підтверджують результати проведеного математичного аналізу.

Ключові слова: вібратор, кутові характеристики, лінійний двигун, реактивна складова, явнополюсний якорь.

АННОТАЦИЯ. Рассмотрен вибратор с приводом от линейного двигателя возвратно-поступательного движения с явнополюсным якорем и приведена его математическая модель. На основании уравнения для реактивной составляющей электромагнитной силы определена механическая работа и показана ее зависимость от фазового угла колебаний. С помощью имитационной Simulink-модели получены основные характеристики вибратора в зависимости от фазового угла колебаний и выявлены тенденции, которые подтверждают результаты проведенного математического анализа.

Ключевые слова: вибратор, угловые характеристики, линейный двигатель, реактивная составляющая, явнополюсный якорь.

ABSTRACT. Purpose. Justification of effective modes operation of the vibrator with the salient-pole linear motor drive. **Methodology/approach.** The results of theoretical researches are grounded on common provisions one-mass systems vibration theory. Numerical calculation of the linear motor parameters is gained by means of a finite element method. The imitative Matlab/Simulink-model was applied to deriving of thrust-angle characteristics of the linear motor. **Findings.** On the basis of reluctance component electromagnetic force equation, mechanical work is defined and its dependence on a phase angle of oscillations is displayed. By means of imitative Simulink-model the basic characteristics of the vibrator with the linear motor drive depending on a phase angle of oscillations are gained and the trends confirming results of mathematical analysis are determined. **Research limitations/implications.** It is find out that the reluctance component of electromagnetic force performs the useful work on frequencies above undamped natural frequency of the system. There is an optimal value of a phase angle which depends on load parameters and amplitude of oscillation. **Originality/value.** For maintenance of an optimum mode operation of the vibrator with the salient-pole linear motor drive it is necessary to keeping up an optimum phase angle taking into account loading change.

Key words: vibrator, thrust-angle characteristics, linear motor, reluctance component, variable reluctance platen.

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 обертові двигуни з відповідними механічними передачами. Невисока ефективність обертових 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 конструктивним виконанням та характером робочого процесу. До переваг таких приводів можна віднести відсутність механічних передач, що підвищує надійність та зменшує механічні втрати. Відсутність лобових частин обмотки у коаксіальних ЛД покращує

вібростійкість. Разом з тим, застосування їх в якості вібраторів має також свої недоліки. Зокрема коефіцієнт корисної дії ЛД є нижчим від аналогічного показника обертового. Крім того, це резонансні пристрої, які досить чутливі до зміни параметрів навантаження.

Підвищення ефективності роботи пристроїв з приводом від ЛД та визначення оптимальних режимів їхньої роботи, є актуальною задачею. Вирішення цієї задачі передбачає побудову відповідних комплексних математичних моделей, отримання за їхньою допомогою необхідних характеристик, та виявлення властивостей, які впливають на ефективність роботи пристрою.

На сьогоднішній день розроблено низку аналітичних та чисельних моделей, які дозволяють провести розрахунок характеристик коаксіального ЛД з постійними магнітами (ПМ) [2-6]. В роботі [7] наведено лінійну модель вібратора з приводом від ЛД з ПМ та неявнополюсним якорем. В даній роботі розглянуто кутові характеристики ЛД зворотно-поступального руху з явнополюсним якорем, з метою виявлення ефективних режимів роботи як приводу вібратора.

МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЯВНОПОЛЮСНОГО ЛІНІЙНОГО ДВИГУНА ПРИВОДУ ВІБРАТОРА

Для ненасиченої машини рівняння балансу напруг в обмотці статора, у випадку явнополюсного якоря, може бути записано в наступному вигляді

$$u = iR_s + \frac{d\Psi(x_a, i)}{dt}, \quad (1)$$

де $u = U_m \sin(2\pi ft)$ – напруга живлення; i – струм статора; R_s – активний опір обмотки статора; $\Psi(x_a, i) = \Psi_{pm}(x_a) + L(x_a)i$ – потокозчеплення обмотки в залежності від положення якоря x_a (переміщення якоря відносно статора) та струму статора i ; $\Psi_{pm}(x_a)$ – залежність потокозчеплення, що створюється постійними магнітами від положення якоря; $L(x_a)$ – індуктивність обмотки в залежності від положення якоря. Відповідна електрична схема заміщення показана на

рис. 1, а.

Для нелінійної магнітної системи енергія магнітного поля визначиться виразом

$$W_m = \int_0^i \Psi(x_a, i) di \Big|_{\Psi=const} = \Psi_{pm}(x_a)i + \frac{1}{2}L(x_a)i^2. \quad (2)$$

Звідси отримаємо вираз для електромагнітної сили, записаний через енергію магнітного поля

$$F_e = \frac{\partial W_m}{\partial x_a} \Big|_{i=const} = F_{es} + F_{er} = \frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} i + \frac{1}{2} \frac{dL(x_a)}{dx_a} i^2, \quad (3)$$

де F_{es} – електромагнітна сила зумовлена дією поля постійних магнітів (синхронна складова); F_{er} – електромагнітна сила, що не залежить від поля збудження (реактивна складова) й зумовлена різною провідністю явнополюсного якоря по поздовжній та поперечній осях.

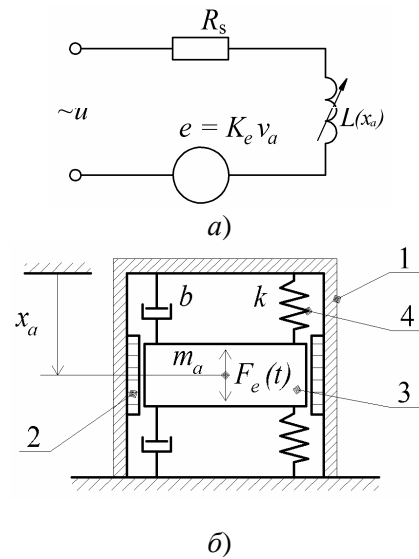


Рис. 1. Еквівалентна електрична (а) та механічна (б) схеми вібратора

Fig. 1. The equivalent electrical (a) and mechanical (b) circuits of the vibrator

Якщо прийняти за початок координат положення відносно якого здійснюються коливання якоря (положення за якого потокозчеплення від поля магнітів дорівнює нулю), то залежності потокозчеплення, що створюється постійними магнітами, та ін-

дуктивності від положення якоря ЛД, можуть бути апроксимовані виразами [5]:

$$\Psi_{pm}(x_a) = \Psi_m \sin \theta_a; \quad (4)$$

$$L(x_a) = L_{av} + L_m \cos 2\theta_a, \quad (5)$$

де Ψ_m – амплітудне значення потокозчеплення; $\theta_a = \frac{\pi x_a}{\tau}$ – кутове положення якоря (за аналогією з обертовими машинами кут між осями полюсів якоря та обмотки статора); τ – полюсна поділлка; L_{av} , L_m – відповідно середнє та амплітудне значення індуктивності обмотки статора (рис. 2, а).

Тоді синхронна та реактивна складові електромагнітної сили з врахуванням (3), (4), (5) запишуться як

$$F_{er} = \frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} i = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} \cos\left(\frac{\pi}{\tau} x_a\right) i;$$

$$F_{er} = \frac{dL(x_a)}{dx_a} i^2 = -\frac{\pi L_m}{\tau} \sin\left(\frac{2\pi}{\tau} x_a\right) i^2. \quad (6)$$

Статичні тягові характеристики, що відповідають виразам (6), показані на рис 2, б.

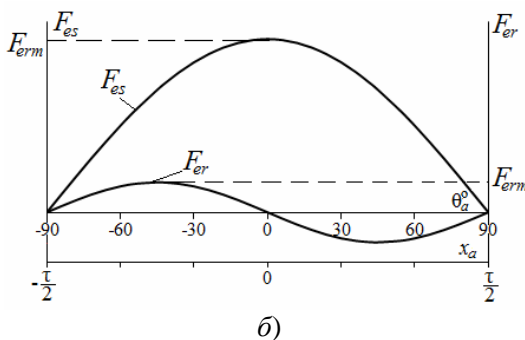
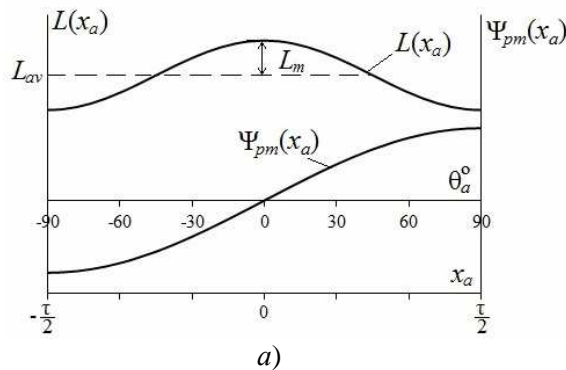


Рис. 2. Індуктивність обмотки та потокозчеплення зумовлене полем магнітів (а), статична тягова характеристика (б)

Fig. 2. Inductance of a winding and flux linkage caused by a magnetic field of magnets (а), a static thrust characteristic (б)

У коливальному режимі роботи струм ЛД є змінним, і протягом одного циклу ко-

ливань синхронна складова електромагнітної сили виконує корисну роботу на всьому інтервалі переміщення якоря (в межах полюсної поділки $-\tau/2 < x_a < \tau/2$). Оскільки знак реактивної складової при переході через положення $x_a = 0$ змінюється на протилежний, то вплив цієї складової на сумарну роботу машини є невизначеним. Для того, щоб дослідити це питання, розглянемо роботу реактивної сили при переміщенні якоря.

Для спрощення аналізу, представимо залежність реактивної складової електромагнітної сили від переміщення поліномом третього порядку виду

$$F_{er} = (F_{er1}x_a^3 + F_{er2}x_a^2 + F_{er3}x_a)i^2, \quad (7)$$

де F_{er1} , F_{er2} , F_{er3} – постійні коефіцієнти.

Для визначення цих коефіцієнтів складемо систему із трьох незалежних рівнянь за умови, що $F_{er} = 0$, коли $x_a = \tau/2$ (рис. 2, б),

$$F_{er} = \pm \frac{\pi L_m}{\tau} i^2, \text{ коли } x_a = \pm \tau/4. \text{ Тоді, отрима-$$

$$\text{ємо } F_{er1} = \frac{64\pi L_m}{3\tau^4}, F_{er2} = 0, F_{er3} = -\frac{16\pi L_m}{3\tau^2},$$

а миттєве значення реактивної складової електромагнітної сили запишеться

$$F_{er} = \left(\frac{64\pi L_m}{3\tau^4} x_a^3 - \frac{16\pi L_m}{3\tau^2} x_a \right) i^2. \quad (8)$$

Зробимо припущення, що переміщення якоря та струм статора є гармонічними функціями виду:

$$x_a = X_{am} \cos \omega t; \quad i = I_m \cos(\omega t + \theta),$$

де X_{am} , I_m – амплітуди коливань якоря та струму відповідно; θ – кут між струмом та переміщенням якоря. Тоді залежність струму від переміщення становитиме рівняння еліпса з довільно розташованими осями. На інтервалі руху якоря від положення $-X_{am}$ до X_{am} струм змінюється за за-

$$\text{коном } i = \frac{I_m}{X_{am}} \left(x_a \cos \theta + \sin \theta \sqrt{X_{am}^2 - x_a^2} \right).$$

Інтегруючи на цьому проміжку, визначимо механічну роботу реактивної складової електромагнітної сили

$$W_{mech} = \frac{2\pi^2 L_m I_m^2 X_{am}^2 \sin 2\theta (2X_{am}^2 - \tau^2)}{3\tau^4}. \quad (9)$$

Оскільки вираз у дужках $(2X_{am}^2 - \tau^2)$ в робочому режимі завжди від'ємний, то рівняння (9) матиме додатне значення, якщо $\theta > \pi/2$, тобто $\omega > \omega_0$ ($\omega_0 = \sqrt{k/m_a}$ – власна частота коливань системи), й від'ємне значення, якщо $\theta < \pi/2$. Отже, реактивна складова електромагнітної сили, в коливальному режимі, виконує корисну роботу на частотах, вищих за власну частоту коливань ω_0 , а при $\theta = \pi/2$, її значення дорівнює нулю (рис. 3).

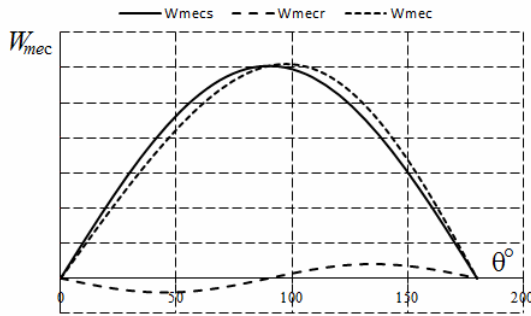


Рис. 3. Робота, що виконується синхронною та реактивною складовими електромагнітної сили в залежності від кута коливань, при $I = \text{const}$, $X_{am} = \text{const}$

Fig. 3. Work which is executed by synchronous and reluctance components of electromagnetic force, depending on a phase angle, at $I = \text{const}$, $X_{am} = \text{const}$

Для визначення амплітуди коливань якоря мають бути враховані сили пружності та сили демпфірування вібратора й навантаження. Доповнимо рівняння балансу напруг (1) рівнянням балансу сил, отриманим за наступних умов. Параметри машини є сталими і не залежать від режиму роботи. Еквівалентна механічна схема вібратора (рис. 1, б) містить нерухомий статор 1 з обмоткою 2. Якір 3 коливається під дією електромагнітної сили $F_e(t)$ відносно статора на пружинах 4 з жорсткістю k . Вважатимемо, що коефіцієнти в'язкого тертя b та жорсткості k є еквівалентними, тобто враховують відповідні коефіцієнти вібратора разом з навантаженням. За таких умов механічну систему можна розглядати як одномасову. Система координат пов'язана із статором з початком в положенні механічної рівноваги якоря за відсутності струму ЛД.

Наведеним припущенням відповідає наступне рівняння:

$$m_a \frac{d^2 x_a}{dt^2} = F_e(t) - kx_a - b \frac{dx_a}{dt}, \quad (10)$$

де m_a – маса якоря; x_a – переміщення якоря відносно статора; $F_e(t)$ – електромагнітна сила; k – еквівалентний коефіцієнт жорсткості пружин вібратора та навантаження; $b = b_v + b_{load}$ – сумарний коефіцієнт в'язкого тертя вібратора та навантаження; b_v – коефіцієнт в'язкого тертя вібратора; b_{load} – коефіцієнт в'язкого тертя навантаження.

Для того, щоб використати символічний метод, представимо всі величини, що входять до складу рівнянь (1), (10), еквівалентними синусоїдними функціями. Синхронна складова електромагнітної сили, що є нелінійною функцією переміщення якоря x_a та струму статора i , може бути приведена до гармонічної функції виду $F_{es}(i)k_{nl}$ таким чином, щоб робота, яка виконується останньою за цикл, дорівнювала роботі дійсної електромагнітної сили, тобто

$$\int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(i)k_{nl} dx_a = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(x_a, i) dx_a,$$

де $F_{es}(i) = K_F i = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} i$ – гармонічна функція струму; K_F – коефіцієнт електромагнітної сили; $k_{nl} = 1 - \frac{X_{am}^2}{\tau^2}$ – коефіцієнт приведення.

Реактивна складова електромагнітної сили також може бути зведена до гармонічної функції виду $F_{er}(i) = \frac{\pi L_m}{\tau} i$. Визначимо роботу цієї сили на інтервалі руху якоря від положення $-X_{am}$ до X_{am}

$$W_{mecr.m} = \frac{L_m I_m \pi^2 X_{am} \sin \theta}{2\tau}. \quad (11)$$

Тоді коефіцієнт зведення з врахуванням (9) визначиться на підставі виразу

$$k_{nlr} = \frac{W_{mecr}}{W_{mecr.m}} = \frac{4I_m X_{am} \cos \theta (2X_{am}^2 - \tau^2)}{3\tau^3}. \quad (12)$$

Оскільки в рівняння (12), крім амплітуди коливань у третьому ступені, входить також фазовий кут коливань, то загальний вираз для амплітудо-частотної характерис-

тики вібратора є досить громіздким й не придатним для практичного використання та аналізу. Тому, видається доцільним визначити амплітуду, задавшись фіксованим значенням частоти коливань. У найпростішому випадку для власної частоти системи $\theta = \pi/2$ і залежність струму від переміщення набере вигляду

$$i = \pm \frac{I_m}{X_{am}} \sqrt{X_{am}^2 - x_a^2}. \quad (13)$$

На інтервалі руху якоря від положення X_{am} до $-X_{am}$, робота реактивної складової, якщо $\theta = \pi/2$, буде дорівнювати нулю:

$$W_{mecr} = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{er} dx_a = 0.$$

Отже, для випадку фазового механічного резонансу система диференціальних рівнянь, що описують динаміку вібратора, в комплексній формі запишеться:

$$\left. \begin{aligned} \underline{U} &= \underline{I}(R_s + j\omega L) + K_E k_{nl} \underline{V}_a; \\ -m_a \omega^2 \underline{X}_a &= K_F k_{nl} \underline{I} - k \underline{X}_a - j\omega b \underline{X}_a; \\ j\omega \underline{X}_a &= \underline{V}_a. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Розв'язком цієї системи буде значення амплітуди коливань

$$X_{am} = \frac{\tau^3 \sqrt{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 + \frac{4\Psi_m^2 \pi^2 I_m^2}{\tau^4}}}{2\Psi_m \pi I_m} - \frac{\tau^3 \sqrt{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}}{2\Psi_m \pi I_m},$$

звідки, враховуючи, що при $\theta = \pi/2$,

$$\omega = \omega_0 = \sqrt{\frac{k}{m_a}}, \text{ отримаємо}$$

$$X_{am} = \frac{\tau^3 \sqrt{\frac{k}{m_a} b^2 + \frac{4\Psi_m^2 \pi^2 I_m^2}{\tau^4}} - \tau^3 \sqrt{\frac{k}{m_a} b^2}}{2\Psi_m \pi I_m}. \quad (15)$$

В загальному випадку, можна визначити значення кута коливань за якого робота, що виконується обома складовими (синхронною та реактивною), буде мати максимальне значення. Для цього знайдемо похідну за кутом від сумарної механічної роботи та прирівняємо її до нуля. Враховуючи, що механічна робота дорівнює

$$\begin{aligned} W_{mec} &= W_{mecs} + W_{mecr} = \\ &= \frac{\Psi_m I_m \pi^2 X_{am} \sin \theta (\tau^2 - X_{am}^2)}{2\tau^3} + \\ &+ \frac{2\pi^2 L_m I_m^2 X_{am}^2 \sin 2\theta (2X_{am}^2 - \tau^2)}{3\tau^4}, \end{aligned}$$

отримаємо

$$\frac{\partial W_{mec}}{\partial \theta} = \frac{\Psi_m I_m \pi^2 X_{am} (\tau^2 - X_{am}^2) \cos \theta}{2\tau^3} + \frac{4\pi^2 L_m I_m^2 X_{am}^2 (2X_{am}^2 - \tau^2) \cos 2\theta}{3\tau^4} = 0,$$

звідки

$$\theta = \arccos \left(\frac{-3\Psi_m \tau (\tau^2 - X_{am}^2)}{32L_m I_m X_{am} (2X_{am}^2 - \tau^2)} + \sqrt{\frac{9\Psi_m^2 \tau^2 (\tau^2 - X_{am}^2)^2 + 8^3 L_m^2 I_m^2 X_{am}^2 (2X_{am}^2 - \tau^2)^2}{32L_m I_m X_{am} (2X_{am}^2 - \tau^2)}} \right). \quad (16)$$

Аналіз виразу (16) свідчить, що в межах робочої амплітуди коливань ($X_{am} < \tau/2$), оптимальне значення фазового кута зростає при збільшенні струму статора та амплітуди індуктивності, тобто із зростанням реактивної складової електромагнітної сили (6), а також із зростанням амплітуди коливань.

ЧИСЕЛЬНИЙ РОЗРАХУНОК КУТОВИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗА ДОПОМОГОЮ ІМІТАЦІЙНОЇ SIMULINK-МОДЕЛІ

Залежності, наведені на рис. 3, розраховані за умов незмінних амплітуд коливань та струму статора. Оскільки ці дві величини є взаємопов'язаними, то на практиці одночасне виконання обох умов можливе тільки в невеликому діапазоні зміни частоти коливань та за відповідної зміни навантаження. Аналітичний розгляд такої задачі у всьому частотному діапазоні з врахуванням природної амплітудо-частотної характеристики є досить складним. Тому для дослідження впливу реактивної компоненти електромагнітної сили на ефективність вібратора та розрахунку куткових характеристик проведемо моделювання за допомогою нелінійної чисельної моделі вібратора за умов, що

струм є сталим $I = \text{const}$, а $X_{am} = \text{var}$. Такий режим роботи є найбільш сприятливим з точки зору забезпечення номінального електричного навантаження двигуна. При цьому розглядається коаксіально-лінійний ЛД із зубчастою структурою статора та постійними магнітами на якорі. Механічна схема вібратора відповідає наведеній на рис. 1, б. Модель електромеханічної системи ґрунтується на рівняннях (1), (10). Залежності потокозчеплення обмотки статора ЛД $\Psi(x_a, i)$ та електромагнітної сили $F_e(x_a, i)$ від положення якоря та струму статора визначались на підставі вирішення польової задачі чисельним методом скінченних елементів, постановка якої, подана в роботі [2]. Далі проведено чисельне дослідження характеристик вібратора з параметрами, наведеними в табл. 1, за допомогою імітаційної Simulink-моделі, представленої в роботі [8].

Таблиця 1. Параметри машини
Table 1. Parameters machine

Маса якоря m_a , кг	75
Коефіцієнт в'язкого тертя вібратора b_v , кг/с	250
Коефіцієнт в'язкого тертя навантаження b_{load} , кг/с	3000
Активний опір обмотки статора R_s , Ом	0,66
Полюсна поділлка τ , м	0,059
Амплітуда потокозчеплення постійних магнітів Ψ_m , Вб	2,34
Коефіцієнт жорсткості пружин k , Н·м	687153
Амплітуда індуктивності L_m , мГн	3,5
Середнє значення індуктивності L_{av} , мГн	35,562

На рис. 4 наведено залежності механічної роботи синхронної W_{mecs} та реактивної W_{mecr} складових електромагнітної сили, а також сумарної роботи W_{mecs} , від фазового кута θ за один період коливань.

Як видно з рисунка, на частотах менших за власну частоту системи $\omega < \omega_0$, $\theta < \pi/2$, робота реактивної компоненти електромагнітної сили є від'ємною, і погіршує ефективність роботи вібратора. На частоті $\omega = \omega_0$, $\theta = \pi/2$, робота реактивної складової дорівнює нулю, й при подальшому зростанні ча-

стої стає додатною.

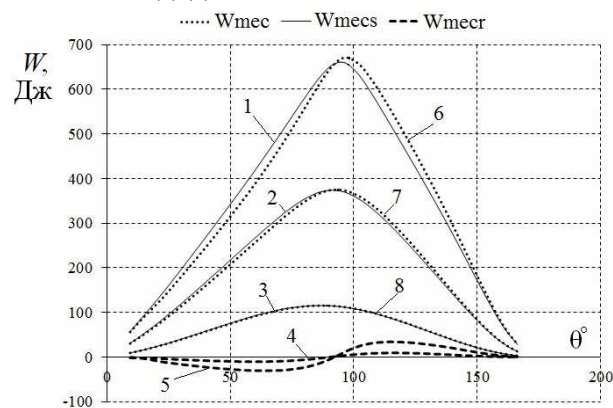


Рис. 4. Залежності механічної роботи за період коливань: криві 3, 8 – для струму 20 А; криві 2, 4, 7 – для струму 40 А; криві 1, 5, 6 – для струму 60 А

Fig. 4. Mechanical work for period of oscillations: curves 3, 8 – for a current 20 A; curves 2, 4, 7 – for a current 40 A; curves 1, 5, 6 – for a current 60 A

Залежність ККД від фазового кута коливань (рис. 5) ілюструє загальну для ЛД коливального руху тенденцію – зменшення ефективності при збільшенні струму та амплітуди коливань. На відміну від ЛД з неявнополюсним якорем, ККД якого має максимум на частоті ω_0 , в даному випадку максимум ККД із зростанням струму зміщується в область вищих частот.

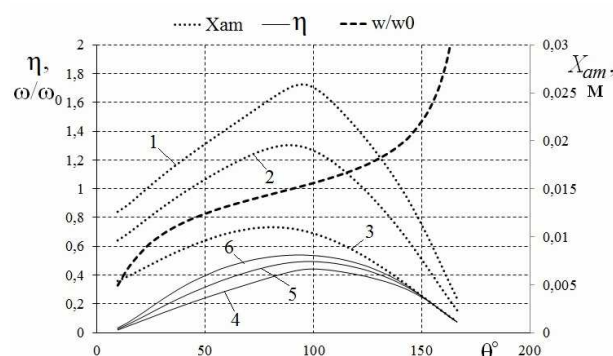
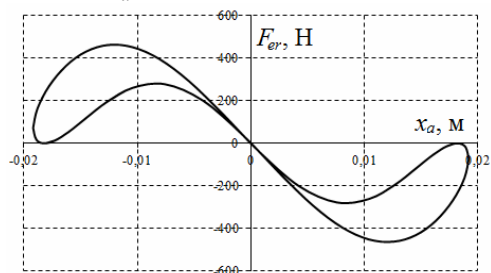


Рис. 5. Залежності ККД та амплітуди коливань: криві 3, 6 – для струму 20 А; криві 2, 5 – для струму 40 А; криві 1, 4 – для струму 60 А

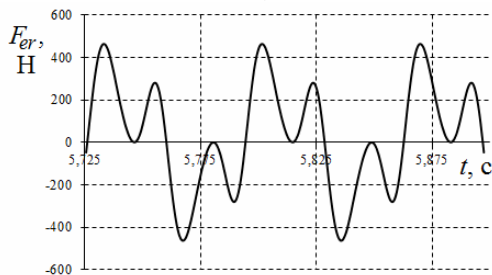
Fig. 5. Efficiency and amplitude of oscillation: curves 3, 6 – for a current 20 A; curves 2, 5 – for a current 40 A; curves 1, 4 – for a current 60 A

Аналогічний характер має і залежність амплітуди. Із збільшенням струму частота амплітудного резонансу зміщується в область вищих частот, що пояснюється зростанням впливу реактивної складової електромагнітної сили на сумарну механічну роботу.

На рис. 6, а показана залежність реактивної складової електромагнітної сили від переміщення, а на рис. 6, б її зміна в часі для випадку $\theta = 80^\circ$. На відміну від обертових машин, де значення реактивної складової моменту (так як і синхронної) в усталеному режимі є постійним, в ЛД коливального руху зазначена складова є складною функцією часу. Характерний вигляд її зміни в часі зумовлений тим, що ця складова протягом періоду декілька разів приймає нульове значення внаслідок рівності нулю струму, й внаслідок проходження якорем положення $x_a = 0$.



а)



б)

Рис. 6. Зміна реактивної складової електромагнітної сили для випадку $\theta = 80^\circ$, $I = 40$ А

Fig. 6. Change of reluctance component electromagnetic force for a case $\theta = 80^\circ$, $I = 40$ А

Для побудови динамічних кутових характеристик, представимо усі складові електромагнітної сили – синхронну F_{es} , реактивну F_{er} та сумарну F_e , їх діючими (ефективними) значеннями (рис. 7).

Як видно з рисунка, на частотах, нижчих власної частоти коливальної системи $\omega/\omega_0 < 1$ ($\theta < \pi/2$), реактивна складова зменшує сумарне значення електромагнітної сили, а на частотах $\omega/\omega_0 > 1$ – збільшує. Це пояснює зростання ККД на частотах вище резонансних в ЛД з явнополіусним якорем. Оскільки таке зростання супроводжується також зростанням амплітуди коливань X_{am} (рис. 5) та

механічної роботи, то такий режим роботи в явнополіусних машинах може бути більш ефективним. Крім того, на частотах $\omega/\omega_0 > 1$ реактивна складова еквівалентного механічного опору має ємнісний характер [7], що позитивно впливає на електричний коефіцієнт потужності ЛД.

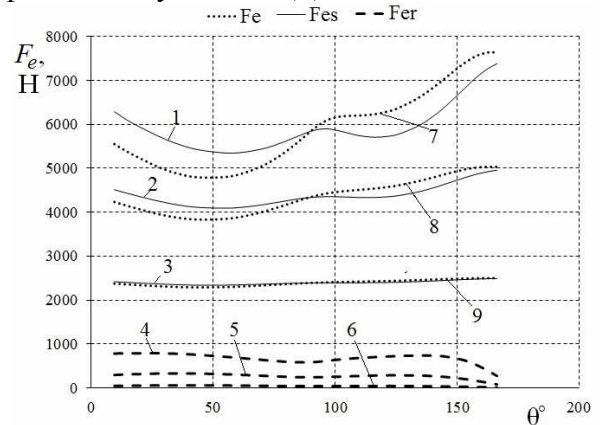


Рис. 7. Залежності електромагнітних сил: криві 3, 6, 9 – для струму 20 А; криві 2, 5, 8 – для струму 40 А; криві 1, 4, 7 – для струму 60 А

Fig. 7. Electromagnetic forces: curves 3, 6, 9 – for a current 20 А; curves 2, 5, 8 – for a current 40 А; curves 1, 4, 7 – for a current 60 А

ВИСНОВКИ

В результаті проведеного аналітичного дослідження визначено, що на власній частоті коливальної системи, при значенні фазового кута $\theta = \pi/2$, реактивна складова електромагнітної сили ЛД з явнополіусним якорем не виконує корисної роботи. На частотах $\omega/\omega_0 < 1$ реактивна складова зменшує сумарне значення електромагнітної сили, а на частотах вище за власну частоту системи $\omega/\omega_0 > 1$ – збільшує.

Існує оптимальне значення фазового кута коливань, яке визначається як параметрами лінійного двигуна, так і параметрами навантаження, оскільки останні впливають на амплітуду коливань, що входить до складу рівняння (16). Із збільшенням струму та амплітуди коливань оптимальне значення кута також зростає.

На підставі імітаційного моделювання визначено, що зі зростанням амплітуди коливань (за умови підтримання струму ЛД сталим) ККД вібратора погіршується. Показано, що зі збільшенням струму, частота

амплітудного резонансу зростає, що пояснюється впливом реактивної складової електромагнітної сили. Тому при $\omega/\omega_0 > 1$ робота вібратора з приводом від явнополюсного ЛД є більш ефективною.

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. Голенков Г.М., Бондар Р.П., Макогон С.А., Богаєнко М.В., Попков В.С. Моделирование работы электричного вибратора з коаксіально-лінійним індукційним двигуном при різних законах регулювання // Технічна електродинаміка. – Київ, – 2007. – №2. – С.54-59.
3. Canova A., Gruosso G., Repetto M. Synthesis of a tubular linear IPM motor, COMPEL-Int. J. Comput. Math. Elect. Electron. Eng., vol. 20, no. 3, pp. 777-795, 2001.
4. 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.
5. Бондар Р.П. Електромеханічні характеристики коаксіально-лінійного синхронного вібратора установки для безтраншейної проходки горизонтальних свердловин // Технічна електродинаміка. – Київ, – 2008. – №2. – С.31-35.
6. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Подольцев О.Д. Моделирование рабочих характеристик виброзапирывача з лінійним електроприводом в пакеті Matlab/Simulink // Електротехніка і електромеханіка. – Харків, – 2010. – №6. – С. 13-17.
7. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Литвин О.Ю., Подольцев О. Д. Моделирование энергетических характеристик вибратора з лінійним електричним приводом // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – Кременчук, – 2013. – №2. – С. 66-74.
8. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Подольцев О.Д. Розрахунок рабочих характеристик лінійного двигуна зворотно-поступального руху в пакеті Matlab/Simulink // Електротехніка і електромеханіка. – Харків, – 2010. – №4. – С. 13-17.

REFERENCES

1. Cherniaev V.I., 1968. Vibromoloty i vibropogruzhateli s vibroudarostoikimi elektrodvigateliymi [Vibratory hammers and vibratory drivers with vibration-proof electric motors]. Issledovanie vibratsionnogo i vibroudarnogo pogruzhennia svai, 5-15.
2. Golenkov G.M., Bondar R.P., Makogon S.A., Bogaenko M.V., Popkov V.S., 2007. Modeluvannia roboty elektrychnogo vibratora z koaksialno-liniynym induktsiynym dvygunom pry riznyh zakonah reguluvannia [Modelling of work of the electric vibrator with tubular linear induction motor at various laws of regulation]. Tekhnichna elektrodynamika, No. 2, 54–59.
3. Canova A., Gruosso G. and Repetto M., 2001. Synthesis of a tubular linear IPM motor. COMPEL-Int. J. Comput. Math. Elect. Electron. Eng., vol. 20, No. 3, 777-795.
4. 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.
5. Bondar R.P., 2008. Elektromehanichni harakterystyky koaksialno-liniynogo synhronnogo vibratora ustanovky dlia beztransheinoi prohodky goryzontalnykh sverdlovyn [Electromechanical characteristics of tubular linear synchronous vibrator of trenchless pipelayer]. Tekhnichna elektrodynamika, No. 2, 31-35.
6. Bondar R.P., Golenkov G.M., Podoltsev A.D., 2010. Modeluvannia robochykh harakterystyk vibrozapiruvacha z liniynym elektropyvodom v paketi Matlab/Simulink [Modeling of working characteristics of vibratory driver with the linear electric drive in Matlab/Simulink software]. Elektrotehnika i elektromehanika, No. 6, 13-17.
7. Bondar R.P., Golenkov G.M., Lytvun A.Yu., Podoltsev A.D., 2013. Modeluvannia energetychnykh harakterystyk vibratora z liniynym elektrychnym pryvodom [Modelling of power characteristics of the vibrator with a linear electric drive]. Elektromehanichni i energozberigayuchi systemy, No. 2(22), 66-74.
8. Bondar R.P., Golenkov G.M., Podoltsev A.D., 2010. Rozrahunok robochykh harakterystyk liniynogo dvyguna zvorotno-postupalnogo ruhu v paketi Matlab/Simulink [Calculation of working characteristics of linear oscillation motor in Matlab/Simulink software]. Elektrotehnika i elektromehanika, No. 4, 13-17.