

ОПТИМІЗАЦІЙНИЙ ПІДХІД ДО ВИЗНАЧЕННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ЛІНІЙНОГО МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНОГО ДВИГУНА ВІБРАЦІЙНОЇ ДІЇ

Р.П. Бондар*, докт. техн. наук

Київський національний університет будівництва і архітектури,
пр. Повітрофлотський, 31, Київ, 03037, Україна,
e-mail: rpbondar@gmail.com

У роботі визначено конструктивні параметри лінійного двигуна вібраційної дії відповідно до заданих критеріїв оптимізації (мінімальна вартість, максимальні питомі силові показники та ККД) і режиму механічного навантаження. Для цього розроблено комп'ютерну модель, в основу якої покладено магнітну та електричну схеми заміщення із зосередженими параметрами. Магнітне коло моделі побудовано з урахуванням насичення матеріалу магнітопроводу, магнітних втрат та потоків розсіювання. Амплітуда електромагнітної сили двигуна визначається на підставі першої гармоніки магнітної індукції в повітряному проміжку. Механічну частину моделі побудовано з використанням методу електромеханічних аналогій, згідно з яким індуквану внаслідок руху якоря ЕРС представлено падінням напруги на еквівалентному механічному опорі. Завдання вибору конструктивних параметрів для заданих характеристик механічного навантаження розглядається сукупно з урахуванням нелінійних зв'язків системи і за умови теплових, магнітних та електричних обмежень. За допомогою методу градієнтного спуску проведено оптимізацію параметрів двигуна та визначено найбільш ефективні конструктивні виконання, які задовольняють обраним критеріям. Бібл. 8, рис. 5, табл. 2.

Ключові слова: комп'ютерна модель, конструктивні параметри, лінійний магнітоелектричний двигун, метод градієнтного спуску, оптимізація, режим механічного навантаження.

Вступ. Вібраційні технології становлять основу багатьох сучасних технологічних процесів у різних галузях промисловості, будівництва, транспорту. Сьогодні в будівельній галузі існує потреба у створенні надійних, безпечних та ефективних вібраційних машин із частотою коливань 100 Гц і більше, які мають незначний рівень шуму. Вказаним вимогам цілком можуть відповідати приводи з лінійними магнітоелектричними двигунами (ЛМД) вібраційної дії [1] за умови забезпечення високої ефективності та хороших питомих силових показників за невисокої вартості.

Підвищення ефективності лінійних вібраційних машин може здійснюватися через зменшення втрат в елементах машини та забезпечення економічних режимів роботи, що мінімізують потужність споживання. Вибір відповідних конструктивних співвідношень ЛМД може забезпечити максимум відношення електромагнітної сили до об'єму активної зони, тобто питомих силових показників машини [2]. Залежно від параметрів схеми заміщення існують оптимальні параметри пружно-в'язкого навантаження, за яких ефективність роботи двигуна є найвищою [3]. Також важливою умовою ефективною роботи є забезпечення необхідних перехідних [4], фазових [5] та частотних характеристик [6].

Однак із практичного погляду більш важливим є вирішення зворотного завдання – визначення таких конструктивних параметрів двигуна, які б забезпечили необхідні механічні чи робочі характеристики і водночас відповідали заданим критеріям ефективності, маси, вартості та ін.

Завдання визначення оптимальних конструктивних параметрів задля забезпечення необхідних робочих показників знаходиться у площині кількох пов'язаних процесів: електромагнітних, електромеханічних і теплових. Тому оптимальні конструктивні параметри мають визначатися з урахуванням нелінійних зв'язків процесів і за умови відповідних теплових, магнітних та електричних обмежень.

Задля оцінки ефективності конструктивних рішень у роботі застосовується комплексний критерій ефективності з використанням вагових коефіцієнтів для часткових критеріїв. Це дає змогу спростити реалізацію математичної моделі, проте вибір вагових коефіцієнтів є певним викликом і залежить передусім від вимог до приводу. В представленому дослідженні прийнято, що всі часткові критерії ефективності мають однакову вагу, тобто відповідні коефіцієнти однакові. Це дає змогу дослідити вплив основних конструктивних параметрів (головних розмірів та розмірів постійних магнітів, кількості пазів на полюс тощо) на зазначені показники ефективності машини. У разі потреби коефіцієнти моделі можуть бути обрані зважаючи на завдання оптимізації.

© Бондар Р.П., 2022

* ORCID ID: <https://orcid.org/0000-0002-0198-5548>

Метою роботи є визначення конструктивних параметрів лінійного двигуна вібраційної дії відповідно до заданих критеріїв оптимізації (мінімальна вартість, максимальні питомі силові показники та ККД) і режиму механічного навантаження. Для цього розроблено модель у середовищі Matlab/Simulink, основні складові частини якої подано далі.

Модель магнітного кола ЛМД. Ескізне зображення активної зони ЛМД вібраційної дії циліндричної геометрії показано на рис. 1. Тут постійні магніти 1 розміщуються на рухомому якорі з ферромагнітними полюсами 2. Обмотка статора 3 живиться від однофазного джерела змінного струму і містить дві групи котушок, напрямку струму в яких є протилежним. Пульсуюче магнітне поле обмотки, взаємодіючи з полем постійних магнітів, зумовлює виникнення осьової електромагнітної сили, напрямку якої визначається напрямком струму. Переміщення якоря відносно статора 4 призводить до деформації пружної системи (на рис. 1 не показана). Зі зміною напрямку струму в котушках якоря рухається в протилежну сторону під дією електромагнітної сили та енергії, накопиченої в пружинах. Амплітуда та частота коливань визначаються частотою джерела живлення й електромеханічними параметрами системи.

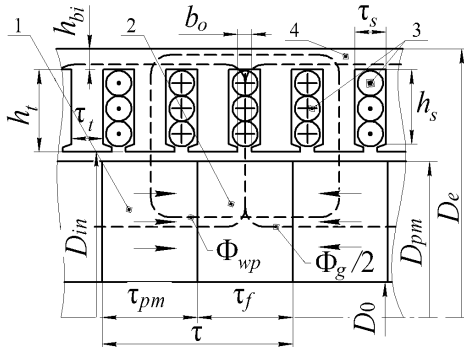


Рис. 1

Розподіл магнітного поля двигуна внаслідок дії МРС постійних магнітів визначається на підставі схеми заміщення, яку показано на рис. 2. Для еквівалентного магнітного кола закони рівноваги МРС і рівності потоків у вузлі запишуться у вигляді

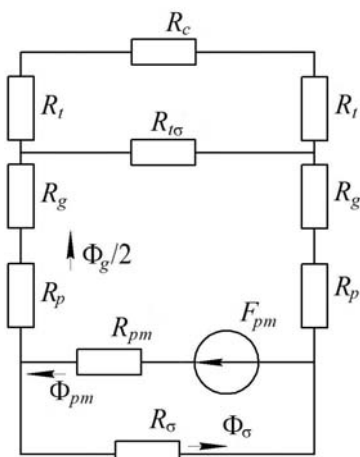


Рис. 2

$$\left. \begin{aligned} F_{pm} &= \Phi_{pm} R_{pm} + \frac{\Phi_g}{2} (2R_g + 2R_p + R_{ms}) \\ F_{pm} &= \Phi_{pm} R_{pm} + \Phi_\sigma R_\sigma; \\ \Phi_{pm} &= \frac{\Phi_g}{2} + \Phi_\sigma, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

де $F_{pm} = H_c \tau_{pm}$ – МРС постійного магніту; H_c – коерцитивна сила; τ_{pm} – ширина постійного магніту (рис. 1); Φ_{pm} – магнітний потік постійного магніту; R_{pm} – магнітний опір постійного магніту; Φ_g – магнітний потік у повітряному проміжку; R_g – магнітний опір повітряного проміжку; R_p – магнітний опір полюса якоря; $R_{ms} = \frac{R_{t\sigma}(2R_t + R_c)}{R_{t\sigma} + 2R_t + R_c}$ – магнітний опір магнітопроводу статора; $R_{t\sigma}$, R_t , R_c – магнітні опори розсіювання, зубців та спинки статора відповідно; Φ_σ – магнітний потік розсіювання якоря; R_σ – магнітний опір потоку розсіювання якоря.

Із системи рівнянь (1) магнітний потік у повітряному проміжку становитиме

$$\Phi_g = \frac{F_{pm} R_\sigma}{R_{pm} (0,5 R_\sigma + R_g + R_p + 0,5 R_{ms}) + R_\sigma (R_g + R_p + 0,5 R_{ms})}$$

Амплітуда потокозчеплення обмотки, виражена через першу гармоніку магнітного поля магнітів, визначиться таким виразом

$$\Psi_m = \frac{\Phi_g (2p - 1)}{\pi p} \sin \left(\frac{\pi \tau_f}{2\tau} \right) w,$$

де $2p$ – кількість полюсів; w – кількість витків обмотки.

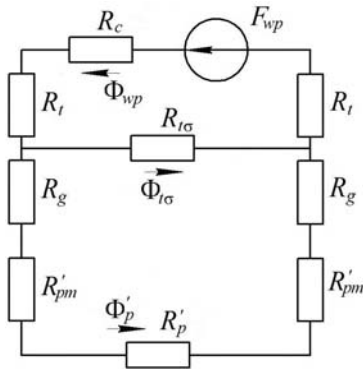


Рис. 3

Для розрахунку магнітного потоку Φ_{wp} , зумовленого дією MPC обмотки статора, потрібно врахувати, що полюси обмотки конструктивно зміщені відносно полюсів якоря на 90 електричних градусів (рис. 1). Для еквівалентного магнітного кола (рис. 3) закони рівноваги MPC і рівності потоків у вузлі запишуться у вигляді

$$\left. \begin{aligned} \pm F_{wp} &= \Phi_{wp}(R_c + 2R_t) + \Phi_{t\sigma}R_{t\sigma}; \\ 0 &= \Phi_{t\sigma}R_{t\sigma} - \Phi'_p(2R_g + 2R'_{pm} + R'_p); \\ \Phi_{wp} &= \Phi_{t\sigma} + \Phi'_p, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

де $F_{wp} = w_p i_s$ – MPC обмотки, що припадає на полюс; w_p – кількість витків на полюс.

Розв'язок системи рівнянь (2) відносно потоку розсіювання запишеться у вигляді

$$\Phi_{t\sigma} = \frac{\Phi_{wp}(2R_g + 2R'_{pm} + R'_p)}{R_{t\sigma} + 2R_g + 2R'_{pm} + R'_p}, \text{ де } \Phi_{wp} = \frac{w_p i_s}{R_{wp}}; R_{wp} = 2R_t + R_c + \frac{(2R_g + 2R'_{pm} + R'_p)R_{t\sigma}}{2R_g + 2R'_{pm} + R'_p + R_{t\sigma}}.$$

Під час розрахунків приймається, що всі магнітопроводи виконано з однієї марки електротехнічної сталі – 2412. Задля визначення відповідних магнітних опорів залежність відносної магнітної проникності від індукції апроксимувалася виразом

$$\mu_r = 5316e^{-\left(\frac{B-0,6179}{0,6189}\right)^2}.$$

У першому наближенні магнітні потоки визначаються без урахування насичення. При цьому для всіх розрахункових зон (полюсів якоря, зубців, спинки статора) приймається однакове значення магнітної проникності, що відповідає лінійній ділянці характеристики намагнічування. Після розрахунку магнітної індукції окремих зон визначаються відповідні магнітні проникності згідно з кривою намагнічування і робиться перерахунок. Такий розрахунок досить швидко сходиться, тому достатньо однієї-двох ітерацій поки не буде досягнута достатня збіжність результатів.

Розрахунок магнітних втрат. Магнітне поле машини є результатом спільної дії пульсуючого (змінного в часі і нерухомого в просторі) поля обмотки і біжучого (рухомого в просторі і незмінного в часі) поля постійних магнітів. Кожне з цих полів зумовлює відповідні втрати. Перші пропорційні струму обмотки, другі – швидкості якоря. Для спрощення будемо вважати, що обидва складники мають однакові фази. Це можливо за умови збіжності фаз струму живлення і швидкості руху якоря (тобто в режимі близькому до механічного резонансу) та нехтування реактивною магнітною проникністю. Тоді результуючі втрати для трьох розрахункових областей (полюсів якоря, зубців та спинки статора) будуть сумою двох складників.

Задля визначення втрат від рухомого поля постійних магнітів будемо вважати, що просторовий розподіл магнітної індукції в магнітопроводі статора має синусоїдний характер. Тоді амплітуда перемагнічування визначиться виразом

$$B_{t,c}(X_m) = B_{t,c} \sin\left(\frac{\pi X_m}{\tau}\right), \quad (3)$$

де B_t, B_c – індукція відповідно зубцевої зони та спинки магнітопроводу статора; X_m – амплітуда коливань якоря. Як видно з (3), максимальна амплітуда перемагнічування відповідатиме випадку, коли розмах якоря $2X_m$ дорівнює полюсній поділіці.

Магнітні втрати в осерді залежно від частоти перемагнічування f дорівнюють [7]

$$P_{st} = K p_{1,0/50} (f/50)^\beta B^2 m_{st},$$

де $K = 1,7$ – поправочний коефіцієнт, який враховує збільшення втрат через механічну обробку та нерівномірний розподіл магнітної індукції; $p_{1,0/50}$ – питомі магнітні втрати; β – коефіцієнт, який залежить від марки сталі та товщини листів магнітопроводу; m_{st} – маса сталі відповідної зони.

Електромеханічна система. В моделі електромеханічної системи прийнято, що напруга джерела живлення та струм ЛМД є синусоїдними. Еквівалентна механічна схема (рис. 4, а) містить нерухомий статор 1 із обмоткою 2. Якір 3 коливається під дією електромагнітної сили F_e відносно статора на пружинах 4 з жорсткістю k . Система координат пов'язана зі статором, із початком, що відповідає положенню механічної рівноваги якоря, коли струм ЛМД дорівнює нулю.

Електричну схему заміщення (рис. 4, б) представлено активним R_s та реактивним X_s опорамі обмотки. ЕРС, індукована в обмотці внаслідок руху якоря, подана падінням напруги на активному R_a та реактивному X_a опорах. Магнітні втрати представлено еквівалентним контуром із опором R_m , значення якого розраховується відповідно до потужності магнітних втрат ЛМД.

Наведеним схемам відповідає система рівнянь, записаних у частотній області

$$\left. \begin{aligned} \underline{U}_s &= \underline{I}_s (R_s + jX_s) + K_E k_n \underline{V}; \\ \underline{I}_m R_m &= \underline{I}_a (R_a + jX_a); \\ \underline{I}_s &= \underline{I}_m + \underline{I}_a; \\ -m_a \omega^2 \underline{X} &= K_F k_n \underline{I}_a - k \underline{X} - j\omega b \underline{X}; \\ j\omega \underline{X} &= \underline{V}, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

де \underline{U}_s – напруга живлення; \underline{I}_s – струм статора; X_s – реактивний опір обмотки; $K_E = \frac{\pi \Psi_m}{\tau}$ – коефіцієнт ЕРС; $k_n = 1 - \frac{X_m^2}{\tau^2}$ – коефіцієнт, який враховує залежність електромагнітної сили та ЕРС від переміщення якоря; \underline{V} – швидкість якоря; \underline{I}_m – струм контуру магнітних втрат; \underline{I}_a – струм механічного контуру; m_a – маса якоря; ω – кутова частота напруги живлення; \underline{X} – переміщення якоря відносно статора; $K_F = \frac{\pi \Psi_m}{\tau}$ – коефіцієнт електромагнітної сили; k – коефіцієнт жорсткості пружної підвіски ЛМД; $b = b_v + b_l$ – сумарний коефіцієнт в'язкого тертя двигуна b_v та навантаження b_l .

Із системи рівнянь (4) визначається амплітуда переміщення якоря

$$X_m = \frac{\tau^3 \sqrt{\left((k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 + \frac{4 \Psi_m^2 \pi^2 I_{am}^2}{\tau^4} \right) - \tau^3 \sqrt{\left((k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 \right)}}{2 \Psi_m \pi I_{am}}$$

(тут I_{am} – амплітуда струму механічного контуру), а також активний R_a та реактивний X_a механічні опори

$$R_a = \frac{K_E K_F k_n^2 \omega^2 b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}; \quad X_a = \frac{\omega K_E K_F k_n^2 (k - m_a \omega^2)}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}.$$

У розрахунковій моделі ЛМД активна потужність споживання енергії P_v є сумою механічної потужності P_{mec} , потужностей магнітних P_m та електричних P_R втрат, тобто

$$P_v = P_{mec} + P_m + P_R,$$

$$\text{де } P_{mec} = \frac{1}{T} \int_{t-T}^t F_e(t) v(t) dt = \frac{K_F}{K_E} I_a^2 R_a.$$

Тоді ККД електромеханічної системи визначається як

$$\eta = \frac{P_l}{P_v} = \frac{P_{mec} - P_{mec.f}}{P_{mec} + P_R + P_m},$$

де P_l – корисна потужність навантаження; $P_{mec.f} = \frac{b_v \omega^2 X_m^2}{2}$ – потужність механічних втрат у ЛМД.

Simulink-модель. Розроблену на основі наведених вище рівнянь Simulink-модель показано на рис. 5.

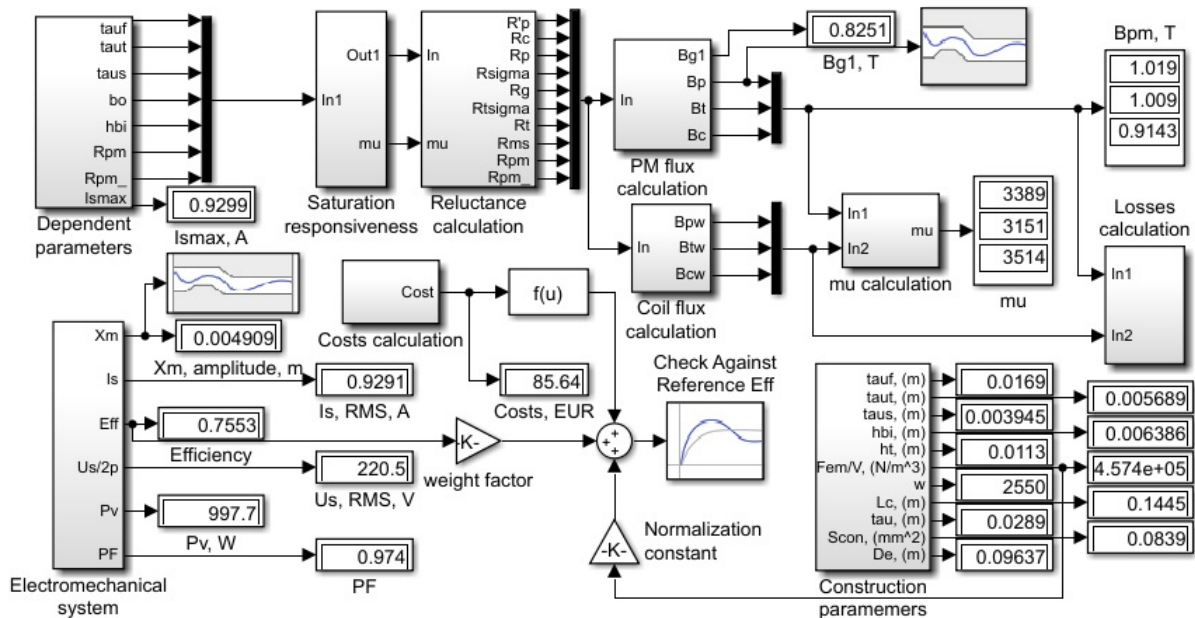


Рис. 5

Тут блоки Coil flux calculation та PM flux calculation реалізують модель магнітного кола ЛМД. Насичення враховується блоком Saturation responsiveness. Розрахунок втрат проводиться блоком Losses calculation. Електромеханічний модуль представлений блоком Electromechanical system.

Параметри моделі поділяються на три групи. До першої групи належать незалежні параметри і величини, які є постійними і визначають фізичні властивості матеріалів, характеристики навантаження та джерела живлення.

До другої належать конструктивні параметри ЛМД, які змінюються за результатами процедури оптимізації відповідно до заданих критеріїв: полюсна поділлка τ , висота зубця статора h_t (рис. 1), кількість полюсів $2p$, кількість зубців n_p та пазів n_{sp} на полюс, а також розміри постійного магніту.

До третьої групи належать залежні параметри, які визначаються через попередні дві групи, зокрема: внутрішній діаметр статора $D_{in} = D_{pm} + 2g$; ширина полюса якоря $\tau_f = \tau - \tau_{pm}$; ширина зубця статора $\tau_t = \frac{D_{pm} \tau_f}{D_{in} n_p}$; максимально допустиме значення струму $I_{s,max} = \sqrt{\frac{Q_w}{R_s}}$, де Q_w – допустима потужність теплового потоку обмотки; активний опір обмотки за робочої температури

$R_s = \rho(\Theta) \frac{\pi w^2 (D_{in} + h_s)}{n_s S_s k_{fill}}$, де $n_s = 2pn_{sp}$ – кількість пазів; S_s – площа перетину паза; $\rho(\Theta)$ – питомий електричний опір міді в залежності від температури Θ ; площа перетину провідника $S_{con} = \frac{n_s S_s k_{fill}}{w}$; коефіцієнт в'язкого тертя ЛМД $b_v = 0,15b_l$.

Режим механічного навантаження, для якого проводиться оптимізація конструктивних параметрів ЛМД, характеризується еквівалентним коефіцієнтом в'язкого тертя b_l , амплітудою X_m та частотою коливань f . Значення цих та інших незалежних параметрів моделі наведені в табл. 1.

Для оцінки ефективності конструктивних рішень використовується комплексний критерій ефективності ЛМД, заданий у вигляді

$$eff_0 = \sum_{n=1}^3 \gamma_n eff_n, \quad (5)$$

Таблиця 1

| | |
|--|---|
| Незалежні (постійні) параметри і величини | Коефіцієнт в'язкого тертя навантаження $b_l = 110$ кг/с |
| | Амплітуда коливань якоря $X_m = 0,0048-0,005$ м |
| | Коефіцієнт заповнення паза $k_{fill} = 0,4$ |
| | Коерцитивна сила постійного магніту $H_c = 955$ кА/м |
| | Повітряний проміжок $g = 0,0025$ м |
| | Частота коливань $f = 120$ Гц |
| Максимальне допустиме перевищення температури обмотки $\Delta\Theta_{st} = 50^\circ\text{C}$ | |

де eff_1, eff_2, eff_3 – часткові критерії ефективності, що позначають відповідно критерій ККД двигуна, питомий силовий та критерій вартості; $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3$ – відповідні вагові коефіцієнти.

Критерій ефективності, що відповідає питомим силовим показникам, визначається через відношення амплітуди електромагнітної сили F_{em} до об'єму активної зони V_{LM} двигуна і нормалізується по

відношенню до базового значення $eff_2^* = 1\text{e6 Н/м}^3$, тобто $eff_2 = \frac{F_{em}}{eff_2^* V_{LM}}$. Базове значення вартості

становить $eff_3^* = 50$ EUR, а відповідний критерій визначається як $eff_3 = \frac{eff_3^*}{LM_{costs}}$, де LM_{costs} – поточна

вартість, отримана в результаті варіації параметрів оптимізації. Кожний частковий критерій може приймати значення < 1 .

У ролі теплового обмеження приймається потужність втрат у обмотці Q_w , що відповідає допустимому перевищенню її температури в усталеному режимі роботи. Потужність теплового потоку обмотки пропорційна перевищенню температури й обернено пропорційна термічному опору

$$Q_w = \frac{\Delta\Theta_{st} \lambda_i S_i}{\delta_i},$$

де $\Delta\Theta_{st}$ – максимальне допустиме перевищення температури; δ_i – товщина пазової ізоляції; λ_i – коефіцієнт теплопровідності ізоляції; $S_i = 2\pi h_s (D_{in} + h_s)$ – площа тепловіддачі поверхні паза.

Тоді для одного паза

$$Q_w = \frac{2\pi \Delta\Theta_{st} \lambda_i h_s (D_{in} + h_s)}{\delta_i}.$$

Магнітна індукція в магнітопроводах обмежується значенням 1 Тл. Оскільки це усереднена величина, реальний розподіл поля по трьом розрахунковим зонам матиме як більші, так і менші значення.

Маса якоря m_a та коефіцієнт жорсткості підвіски k ЛМД визначаються попередньо з умови забезпечення режиму механічного резонансу. Очевидно, що варіація конструктивних параметрів впливатиме на масу якоря, однак за умови відповідної компенсації жорсткості підвіски це не впливає на ефективність ЛМД. Тому зазначені параметри залишаються постійними під час варіації інших конструктивних параметрів.

Параметри, що змінюються під час оптимізації мають такі обмеження: зовнішній діаметр постійного магніту $D_{pm} = 0,02-0,1$ м (рис. 1); висота зубця статора $h_t = 0,005-0,1$ м; полюсна поділка $\tau = 0,01-0,1$ м; ширина постійного магніту $\tau_{pm} = 0,005-0,1$ м. Кількість полюсів та пазів на полюс приймають відповідно значення: $2p = 4, 5$; $n_{sp} = 2, 3, 4$.

Оптимізація проводилася методом градієнтного спуску згідно з такою процедурою. Варіація наведених вище параметрів здійснювалася за умови досягнення максимуму комплексного критерію ефективності. Вагові коефіцієнти приймалися однаковими, а саме $\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma_3 = 0,33$. Після розрахунку оптимальних розмірів постійного магніту D_{pm} , τ_{pm} обиралися найближчі стандартні розміри і проводилася оптимізація за іншими параметрами. Результати моделювання наведено у табл. 2.

Як впливає з отриманих результатів, ККД зростає зі збільшенням кількості полюсів $2p$, що пояснюється зменшенням зовнішнього діаметра та, як наслідок, кількості міді та сталі. Найбільше значення ККД забезпечує варіант №3 ($2p=5, n_{sp}=2$). Збільшення відношення $2p/n_{sp}$ позитивно впливає на ККД через зменшення розсіювання, але погіршує питомі силові показники. Останні погіршуються

також зі збільшенням кількості полюсів та зменшенням кількості пазів на полюс, що пояснюється погіршенням умов охолодження обмотки. Як показано у [8], існує локальний оптимум відношення F_{em}/V_{LM} залежно від зовнішнього діаметра машини. Але в такому разі зростають втрати та вартість машини.

Таблиця 2

| № вар. | $D_{pm}-D_0-\tau_{pm}$, мм | $2p/n_{sp}$ | τ , мм | h_t , мм | D_e , мм | τ_f , мм | τ_t , мм | τ_s , мм | ККД, η | F_{em}/V_{LM} , Н/м ³ | Витрати, EUR |
|--------|-----------------------------|-------------|-------------|------------|------------|---------------|---------------|---------------|-------------|------------------------------------|--------------|
| 1 | 56-16-12 | 5/4 | 29 | 9,7 | 93,7 | 17 | 4,3 | 3 | 0,744 | 4,801e5 | 83,61 |
| 2 | 56-16-12 | 5/3 | 28,9 | 11,3 | 96,4 | 16,9 | 5,7 | 3,9 | 0,755 | 4,574e5 | 85,64 |
| 3 | 60-20-10 | 5/2 | 25,3 | 13,6 | 103,6 | 15,3 | 7,8 | 4,9 | 0,764 | 4,554e5 | 81,88 |
| 4 | 56-16-12 | 4/4 | 29 | 13 | 99,4 | 17 | 4,3 | 3 | 0,733 | 5,358e5 | 67,53 |
| 5 | 56-16-12 | 4/3 | 28,9 | 15 | 102,8 | 16,9 | 5,7 | 3,9 | 0,744 | 4,998e5 | 69,77 |
| 6 | 60-20-5 | 4/2 | 28,7 | 18,6 | 109,1 | 16,7 | 8,4 | 5,9 | 0,757 | 4,488e5 | 74,01 |

У структуру витрат, наведених у табл. 2, входить роздрібна ціна основних матеріалів: електротехнічної сталі, міді та постійних магнітів. Витрати на інші матеріали, а також на виготовлення не враховуються. Очевидно, що останні мають зростати зі збільшенням кількості полюсів та пазів.

Висновки. Розроблена модель дає змогу визначити конструктивні параметри лінійного двигуна вібраційної дії відповідно до заданих критеріїв оптимізації (мінімальна вартість, максимальні питомі силові показники та ККД) та робочого режиму навантаження.

Як впливає з отриманих результатів, ККД машини зростає зі збільшенням кількості полюсів, що пояснюється зменшенням зовнішнього діаметра та, як наслідок, кількості міді та сталі. Збільшення відношення кількості полюсів до кількості пазів позитивно впливає на ККД через зменшення розсіювання, але погіршує питомі силові показники. Останні погіршуються також зі збільшенням кількості полюсів та зменшенням кількості пазів на полюс, що пояснюється погіршенням умов охолодження обмотки.

1. Бондар Р.П., Подольцев О.Д. Комплексна модель з частотно-залежними параметрами для розрахунку робочих характеристик магнітоелектричного вібратора. *Технічна електродинаміка*. 2017. № 1. С. 44-51. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.01.044>.
2. Wang J., Howe D., Jewell G. W. Analysis and design optimization of an improved axially magnetized tubular permanent-magnet machine. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2004. Vol. 19. No 2. Pp. 289-295. DOI: <https://doi.org/10.1109/TEC.2004.827026>.
3. Бондар Р.П. Робочі характеристики лінійного магнітоелектричного двигуна вібраційної дії з пружно-в'язким типом навантаження. *Електромеханічні і енергозберігаючі системи*. Кременчук, 2019. Вип. 3(47). С. 48-56. DOI: <https://doi.org/10.30929/2072-2052.2019.3.47.48-56>.
4. Денисов Ю.О., Бурсала О.О. Вплив пульсацій напруги живлення лінійного електродвигуна на параметри перехідної характеристики контуру струму бортової авіаційної системи позиціонування. *Технічна електродинаміка*. 2021. № 6. С. 20-28. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.06.020>.
5. Mizuno T., Yanagawa T., Takai M., Utsuno M., Yamamoto H., Shibuya K., Yamada H. A novel efficiency measurement of moving-magnet-type linear oscillatory actuator. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*. 2001. No 15. Pp. 163-167. DOI: <https://doi.org/10.3233/JAE-2002-438>.
6. Chernov O.O., Monchenko M.Yu. Energy efficiency of the vibratory device electromagnetic drive system. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 1. Pp. 20-25. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.01.020>.
7. Gieras J.F., Piech Z.J., Tomczuk B. *Linear Synchronous Motors*. Transportation and Automation Systems, Second Edition. CRC Press, 2012. 520 p.
8. Akhondi H., Milimonfared J. Design and optimization of tubular permanent magnet linear motor for electric power steering system. *Journal of Asian Electric Vehicles*. 2009. No 7. Pp. 1283-1289. DOI: <https://doi.org/10.4130/jaev.7.1283>.

OPTIMIZATION APPROACH TO DETERMINATION OF CONSTRUCTIONAL PARAMETERS OF A LINEAR PERMANENT MAGNET VIBRATORY MOTOR

R.P. Bondar

Kyiv National University of Construction and Architecture,
Povitroflotsky Ave., 31, Kyiv, 03037, Ukraine,
e-mail: rpbondar@gmail.com

The constructional parameters of the linear permanent magnet vibratory motor in accordance with the set optimization criteria (minimum cost, force to volume ratio and efficiency) and mechanical load parameters are defined in the work. To do this, a computer model was developed, which is based on magnetic and electrical equivalent circuits with lumped parameters. The magnetic circuit of the model is built taking into account the saturation of the magnetic material, magnetic losses and leakage fluxes. The electromagnetic force amplitude of the motor is determined on the basis of the fundamental component of the Fourier series expansion of the air-gap flux density. The mechanical part of the model is constructed using the electromechanical analogy method, according to which, induced armature EMF is represented by a voltage drop on the equivalent mechanical resistance. The problem of choosing the constructional parameters for the given mechanical load characteristics is considered in conjunction with the nonlinear connections of the system and subject to thermal, magnetic and electrical constraints. Using the gradient descent method, the motor parameters were optimized and the most effective designs that meet the selected criteria were determined. References 8, figures 5, tables 2.

Keywords: computer model, design parameters, gradient descent method, linear permanent magnet motor, mechanical load mode, optimization.

1. Bondar R.P., Podoltsev A.D. Complex model with frequency dependent parameters for electrodynamic shaker characteristics. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2017. No 1. Pp. 44-51. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2017.01.044>. (Ukr).
2. Wang J., Howe D., Jewell G.W. Analysis and design optimization of an improved axially magnetized tubular permanent-magnet machine. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 2004. Vol. 19. No 2. Pp. 289-295. DOI: <https://doi.org/10.1109/TEC.2004.827026>.
3. Bondar R.P. Operating characteristics of the linear permanent magnet vibratory motor with viscoelastic loading. *Electromechanical and energy saving systems*. Kremenchuk, 2019. Vol. 3. No 47. Pp. 48-56. DOI: <https://doi.org/10.30929/2072-2052.2019.3.47.48-56>. (Ukr).
4. Denysov Yu.O., Bursala O.O. Influence of the supply voltage ripple of the linear electric motor on the parameters of the transient response of the current loop of the on-board aviation positioning system. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2021. No 6. Pp. 20-28. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2021.06.020>. (Ukr).
5. Mizuno T., Yanagawa T., Takai M., Utsuno M., Yamamoto H., Shibuya K., Yamada H. A novel efficiency measurement of moving-magnet-type linear oscillatory actuator. *International Journal of Applied Electromagnetics and Mechanics*. 2001. No 15. Pp. 163-167. DOI: <https://doi.org/10.3233/JAE-2002-438>.
6. Chernov O.O., Monchenko M.Yu. Energy efficiency of the vibratory device electromagnetic drive system. *Tekhnichna Elektrodynamika*. 2016. No 1. Pp. 20-25. DOI: <https://doi.org/10.15407/techned2016.01.020>.
7. Gieras J.F., Piech Z.J., Tomczuk B. *Linear Synchronous Motors*. Transportation and Automation Systems, Second Edition. CRC Press, 2012. 520 p.
8. Akhondi H., Milimonfared J. Design and optimization of tubular permanent magnet linear motor for electric power steering system. *Journal of Asian Electric Vehicles*. 2009. No 7. Pp. 1283-1289. DOI: <https://doi.org/10.4130/jaev.7.1283>.

Надійшла 08.11.2021
Остаточний варіант 10.01.2022