

ЕНЕРГЕТИЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВІБРАТОРА З ПРИВОДОМ ВІД ЛІНІЙНОГО ДВИГУНА З НЕЯВНОПОЛЮСНИМ ЯКОРЕМ

Розглянуто вібратор з приводом від лінійного двигуна зворотньо-поступального руху. На підставі розробленої математичної моделі, отримано рівняння для визначення енергетичних характеристик вібратора з приводом від лінійного двигуна з неявнополосним якорем. Проведено порівняльний розрахунок енергетичних характеристик за допомогою отриманої аналітичної моделі, та імітаційної Simulink-моделі параметри якої, визначені на підставі скінченно-елементного аналізу.

Рассмотрен вибратор с приводом от линейного двигателя возвратно-поступательного движения. На основании разработанной математической модели, получены уравнения для определения энергетических характеристик вибратора с приводом от линейного двигателя с неявнополосным якорем. Выполнен сравнительный расчет энергетических характеристик с помощью полученной аналитической модели, и имитационной Simulink-модели параметры которой, определены на основании конечно-элементного анализа.

ВСТУП

Вібраційні технології є основою багатьох сучасних технологічних процесів пов'язаних з переміщенням та обробкою матеріалів, ущільненням, сортуванням, гранулюванням, тощо. Зазвичай, для реалізації зворотньо-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 їх 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 у якості вібраторів, має також свої недоліки. Зокрема, коефіцієнт корисної дії ЛД є нижчим від аналогічного показника обертового. Крім того, це резонансні машини, які досить чутливі до зміни параметрів навантаження.

Підвищення ефективності роботи пристроїв з приводом від ЛД та визначення їх оптимальних параметрів, є актуальною задачею. Для її вирішення необхідна побудова відповідних комплексних математичних моделей, які враховують специфіку роботи таких пристроїв, та залежність характеристик вібратора від параметрів ЛД.

На сьогоднішній день розроблено низку аналітичних та чисельних моделей, які дозволяють провести розрахунок характеристик коаксіального ЛД з постійними магнітами [2-6]. В роботі [7] наведено лінійну модель вібратора з приводом від ЛД з магнітами на якорі. Шляхом лінеаризації рівнянь динаміки, були отримані вирази для основних енергетичних характеристик вібратора. Також, наведено деякі обмеження щодо застосування отриманих виразів на практиці.

Перевагою лінійних моделей є їх відносна простота і можливість проведення математичного аналізу впливу тих чи інших параметрів ЛД на характеристи-

ки вібратора. Наведена модель, хоча й відрізняється зручністю, проте, не зовсім точно відображає реальні фізичні процеси, що відбуваються при роботі вібратора, а тому потребує уточнення. Те, що в даній моделі електромагнітна сила не залежить від положення якоря, може призвести до хибних висновків при дослідженні енергетичних характеристик вібратора. Так, зокрема, з неї слідує, що амплітуда коливань якоря (при однакових значеннях амплітуди потокозчеплення) зростає із зменшенням полюсної поділки машини τ , тобто $\lim_{\tau \rightarrow 0} X_{am} = \infty$, й теоретично може бути більшою

за полюсну поділку. Оскільки при переході якоря через положення $x_a = \pm \tau/2$ напрям електромагнітної сили змінюється на протилежний, то на значних амплітудах електромеханічна система має досліджуватись на більш точних математичних моделях. Крім того, ККД, розрахований на підставі даної моделі, не залежить від струму та амплітуди коливань. Це призводить до збільшення похибки розрахунку при зростанні навантаження вібратора.

Метою даної роботи є побудова уточненої математичної моделі вібратора з приводом від ЛД з неявнополосним якорем, яка враховує нелінійність тягової характеристики, а також дослідження, на основі отриманої моделі, процесів енергоперетворення.

ІДЕНТИФІКАЦІЯ ПАРАМЕТРІВ МОДЕЛІ

Для ненасиченої машини із постійними параметрами рівняння балансу напруг в обмотці статора, у випадку неявнополосного якоря, запишеться в наступному вигляді

$$u = iR_s + \frac{d\Psi}{dt} = iR_s + \frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} \cdot \frac{dx_a}{dt} + L \frac{di}{dt}, \quad (1)$$

де u – напруга живлення; i – струм статора; R_s – активний опір обмотки статора; $\Psi = \Psi_{pm}(x_a) + Li$ – потокозчеплення обмотки; $\Psi_{pm}(x_a)$ – залежність потокозчеплення, що створюється постійними магнітами від положення якоря x_a (переміщення якоря відносно статора); $\frac{dx_a}{dt} = v_a$ – швидкість якоря; L – індуктивність обмотки. Відповідна схема заміщення показана на

рис. 1,а. Тоді, миттєве значення потужності ЛД визначиться виразом

$$p_1 = ui = i^2 R_s + \frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} v_a i + L \frac{di}{dt} i. \quad (2)$$

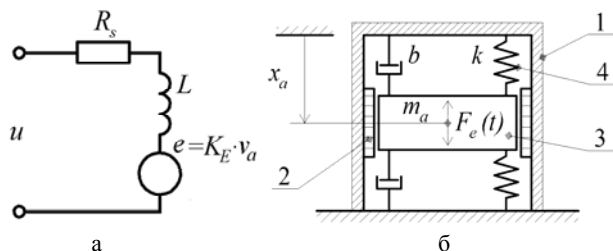


Рис. 1. Еквівалентна електрична (а) та механічна (б) схеми вібратора

В рівнянні (2) доданок $i^2 R_s$ визначає втрати потужності на активному опорі обмотки статора. Останній доданок визначає наведену внаслідок зміни струму ЕРС. Вона не виконує корисної роботи і її потужність $L \frac{di}{dt} i$, витрачається на збільшення енергії магнітного поля при зростанні струму, а при зменшенні струму перетворюється в електричну енергію і віддається (за винятком втрат) в мережу. Додаток $\frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} v_a i$ становить потужність, яка передається

через повітряний проміжок, тобто електромагнітну потужність P_e . Звідси, отримаємо вираз для електромагнітної сили у вигляді

$$F_e = F_{es} = \frac{P_e}{v_a} = \frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} i, \quad (3)$$

де F_{es} – електромагнітна сила (синхронна складова) зумовлена дією поля постійних магнітів.

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 [5]

$$\Psi_{pm}(x_a) = \Psi_m \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x_a\right), \quad (4)$$

де Ψ_m – амплітудне значення потокозчеплення; τ – полюсна поділка.

Тоді, миттєве значення електромагнітної сили запишеться:

$$F_{es} = \frac{d\Psi_{pm}(x_a)}{dx_a} i = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} \cos\left(\frac{\pi}{\tau} x_a\right) i, \quad (5)$$

де $\frac{\Psi_m \pi}{\tau} = K_F$ – коефіцієнт електромагнітної сили, що входить до складу рівнянь моделі [7].

Представимо залежність електромагнітної сили від переміщення у більш зручному вигляді. Симетричність кривої тягового зусилля F_{es} відносно осі абсцис та осі ординат (рис. 2), дає можливість представити дану залежність поліномом другого порядку виду [2]

$$F_{es} = F_{e1} + F_{e2} x_a^2. \quad (6)$$

Як слідує з рівнянь (5, 6), якщо $x_a = 0$, то $F_{es} = F_{e1} = \Psi_m \frac{\pi}{\tau} i$. Коефіцієнт F_{e2} визначиться з умови, що $F_{es} = 0$, коли $x_a = \pm \tau/2$, тому $F_{e2} = -\frac{4\Psi_m \pi}{\tau^3} i$.

Отже, матимемо

$$F_{es} = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} i - \frac{4\Psi_m \pi}{\tau^3} x_a^2 i. \quad (7)$$

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 $F_{es}(t)$ 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

$$m_a \frac{d^2 x_a}{dt^2} = F_{es} - k x_a - b \frac{dx_a}{dt}, \quad (8)$$

де m_a – маса якоря; x_a – переміщення якоря відносно статора; F_{es} – електромагнітна сила (7); 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.

З рівнянь (1) та (7) слідує, що ЕРС, індукована полем постійних магнітів, є функцією переміщення та швидкості якоря, а електромагнітна сила, є функцією переміщення якоря та струму статора.

ЛІНЕАРИЗАЦІЯ РІВНЯНЬ ДИНАМІКИ ВІБРАТОРА

Для того, щоб врахувати нелінійність тягової характеристики, будемо використовувати енергетичний метод. При цьому нелінійну функцію $F_{es}(x_a, i)$, замінимо гармонічною функцією виду $F_{es}(i) k_{nl}$ таким чином, щоб робота, виконувана останньою за цикл, дорівнювала роботі дійсної електромагнітної сили $\int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(i) k_{nl} dx_a = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(x_a, i) dx_a$. Тоді, коефіцієнт приведення, що враховує нелінійність тягової характеристики, визначиться з виразу

$$k_{nl} = \frac{\int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(x_a, i) dx_a}{\int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(i) dx_a}, \quad (9)$$

де $F_{es}(i)$ – гармонічна функція виду

$$F_{es}(i) = K_F i = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} i. \quad (10)$$

Механічна робота, що виконується електромагнітною силою при переміщенні якоря на амплітуду X_{am} , розрахована на підставі виразу (10), буде дорівнювати

$$W_{mecs.m} = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(i) dx_a = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} \int_{-X_{am}}^{X_{am}} i dx_a. \quad (11)$$

Фактично ж (враховуючи нелінійність тягової характеристики) механічна робота на цій ділянці становитиме

$$W_{mecs} = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} F_{es}(x_a, i) dx_a, \quad (12)$$

де $F_{es}(x_a, i)$ – залежність електромагнітної сили від положення якоря (тягова характеристика) визначена, наприклад, за виразом (7).

Заштрихована область, вище кривої електромагнітної сили $F_{es}(x_a, I)$ (рис. 2), за умови, що струм є незмінним, відповідає тій кількості механічної енергії, яка становить різницю між механічною енергією лінійної моделі, та фактичною механічною енергією.

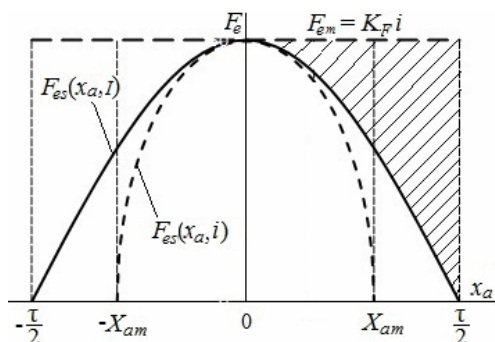


Рис. 2. Тягова характеристика ЛД

При роботі в якості приводу вібратора, струм ЛД є змінним, й для визначення роботи потрібно врахувати залежність струму від переміщення якоря. Слід зазначити, що при коливальному характері руху, під час переміщення якоря від початкового положення на амплітуду X_{am} , відбувається також перетворення кінетичної енергії, яка має максимальне значення в точці $x_a = 0$, в потенціальну енергію, що накопичується в пружних елементах. Проте сума цих енергій (в усталеному режимі) на всьому проміжку залишається постійною, і тому, не враховується при визначенні коефіцієнту приведення.

Вважатимемо, що залежності струму та переміщення є гармонічними функціями виду

$$x_a = X_{am} \cos \omega t; \quad i = I_m \cos(\omega t + \theta), \quad (13)$$

де θ – фазовий кут коливань (кут між векторами переміщення та струму). Рівняння (13) являють собою параметричне рівняння еліпса, виключивши з яких кут ωt , знайдемо залежність струму від переміщення

$$i = \frac{I_m}{X_{am}} \left(x_a \cos \theta \pm \sin \theta \sqrt{X_{am}^2 - x_a^2} \right). \quad (14)$$

На інтервалі руху якоря від положення $-X_{am}$ до X_{am} струм змінюється за законом

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

цьому проміжку, визначимо механічну роботу на підставі виразу (11):

$$W_{mecs.m} = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} \frac{\Psi_m \pi I_m}{X_{am} \tau} \left(x_a \cos \theta + \sin \theta \sqrt{X_{am}^2 - x_a^2} \right) dx_a = \frac{\Psi_m I_m \pi^2 X_{am} \sin \theta}{2\tau}. \quad (15)$$

Дійсна механічна робота (12) на цій ділянці визначиться як

$$W_{mecs} = \int_{-X_{am}}^{X_{am}} \frac{\Psi_m I_m \pi}{X_{am} \tau} \left(x_a \cos \theta + \sin \theta \sqrt{X_{am}^2 - x_a^2} \right) dx_a - \int_{-X_{am}}^{X_{am}} \frac{4\Psi_m I_m \pi}{X_{am} \tau^3} x_a^2 \left(x_a \cos \theta + \sin \theta \sqrt{X_{am}^2 - x_a^2} \right) dx_a = \frac{\Psi_m I_m \pi^2 X_{am} \sin \theta (\tau^2 - X_{am}^2)}{2\tau^3}. \quad (16)$$

Тоді, коефіцієнт приведення становитиме

$$k_{nl} = \frac{W_{mecs}}{W_{mecs.m}} = 1 - \frac{X_{am}^2}{\tau^2}. \quad (17)$$

З виразів (15, 16) слідує, що значення механічної енергії в обох випадках пропорційні синусу фазового кута коливань θ , але їх відношення (коефіцієнт приведення), від цього кута не залежить (17).

ЕНЕРГЕТИЧНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ВІБРАТОРА

Далі, як і раніше, будемо вважати, що переміщення та струм є синусоїдними. Дійсну електромагнітну силу замінимо гармонічною функцією виду

$$F_{es}(i) = K_F k_{nl} i = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} k_{nl} i, \quad \text{робота якої за період дорівнює}$$

роботі дійсної електромагнітної сили. Такою ж гармонічною функцією представимо ЕРС

$$E = K_E k_{nl} v_a = \frac{\Psi_m \pi}{\tau} k_{nl} v_a. \quad \text{За таких умов, отримаємо}$$

систему диференціальних рівнянь з постійними коефіцієнтами, що описують динаміку вібратора, яка може бути записана в комплексній формі:

$$\left. \begin{aligned} \underline{U} &= \underline{I}(R_s + j\omega L) + K_E k_{nl} \underline{V}_a; \\ -m_a \omega^2 \underline{X}_a &= K_F k_{nl} \underline{I} - k \underline{X}_a - j\omega b \underline{X}_a, \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

де ω – кутова частота напруги джерела живлення та частота коливань якоря.

З другого рівняння системи (18) визначимо переміщення

$$\underline{X}_a = \frac{K_F k_{nl} \underline{I} (k - m_a \omega^2)}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2} - \frac{j K_F k_{nl} \underline{I} \omega b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2},$$

звідки амплітуда коливань дорівнює

$$X_{am} = \frac{K_F k_{nl} I_m}{\sqrt{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}}. \quad (19)$$

Підставивши в (19) коефіцієнт приведення (17), отримаємо рівняння з якого знайдемо амплітуду коливань:

$$X_{am} = \frac{\tau^3 \sqrt{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 + \frac{4\Psi_m^2 \pi^2 I_m^2}{\tau^4}}}{2\Psi_m \pi I_m} - \frac{\tau^3 \sqrt{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}}{2\Psi_m \pi I_m}. \quad (20)$$

Прирівнявши похідну за частотою з (20) нулю $\partial X_{am}/\partial \omega = 0$, визначимо частоту, на якій амплітуда буде максимальною

$$\omega = \sqrt{\frac{k}{m_a} - \frac{b^2}{2m_a^2}}. \quad (21)$$

Даний вираз повністю співпадає з результатом отриманим в роботі [7].

З другого рівняння системи (18) визначимо:

$$j\omega X_a = V_a = \frac{j\omega K_F k_{nl} I}{k - m_a \omega^2 + j\omega b}. \quad (22)$$

Підставивши (22) в перше рівняння системи (18), отримаємо

$$\underline{U} = I \left(R_s + j\omega L + \frac{j\omega K_F K_F k_{nl}^2}{k - m_a \omega^2 + j\omega b} \right),$$

звідки видно, що повний опір системи має електричну

$$\underline{Z}_e = R_s + j\omega L, \text{ та механічну } \underline{Z}_{mec} = \frac{j\omega K_F K_F k_{nl}^2}{k - m_a \omega^2 + j\omega b}$$

складові. За аналогією з електричними колами, активний R_{mec} та реактивний X_{mec} механічні опори визначаються відповідно як дійсна та уявна частини комплексного механічного опору

$$\underline{Z}_{mec} = \frac{K_E K_F k_{nl}^2 \omega^2 b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2} + \frac{j\omega K_E K_F k_{nl}^2 (k - m_a \omega^2)}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}. \quad (23)$$

Вважаючи, що електромагнітна сила та переміщення є гармонічними функціями, механічну потужність можна подати у вигляді

$$P_{mec} = \frac{1}{T} \int_{t_1}^{t_1+T} F_e(t) v_a(t) dt = F_e V_a \cos \theta^*,$$

де F_e , V_a – середньоквадратичні (ефективні) значення відповідно електромагнітної сили та швидкості якоря; $\theta^* = \pi/2 - \theta$ – кут фазового зсуву між електромагнітною силою та швидкістю; θ – фазовий кут коливань. Враховуючи, що $V_a = E/K_E k_{nl} = I Z_{mec}/K_E k_{nl}$, $F_e = K_F K_{nl} I$ і використовуючи поняття трикутника механічного опору (звідки $R_{mec} = Z_{mec} \cos \theta^*$), можемо записати

$$P_{mec} = \frac{K_F k_{nl} I^2 Z_{mec} \cos \theta^*}{K_E k_{nl}} = \frac{K_F}{K_E} I^2 R_{mec}.$$

$$\text{Оскільки } R_{mec} = \frac{K_E K_F k_{nl}^2 \omega^2 b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}, \text{ то}$$

$$P_{mec} = \frac{K_F^2 I^2 k_{nl}^2 \omega^2 b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2}. \quad (24)$$

В прийнятій розрахунковій моделі ЛД магнітні втрати нехтуються, тому, активна потужність P_1 спо-

живання енергії, витрачається на утворення механічної потужності P_{mec} та компенсацію електричних втрат ΔP_e . Враховуючи, що $\Delta P_e = I^2 R_s$, тоді

$$P_1 = P_{mec} + \Delta P_e = \frac{K_F^2 I^2 k_{nl}^2 \omega^2 b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2} + I^2 R_s.$$

Корисна потужність P_2 менше за механічну на величину механічних втрат ΔP_{mec} , тобто

$$P_2 = \frac{K_F^2 I^2 k_{nl}^2 \omega^2 b}{(k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2} - \frac{b_v \omega^2 X_{am}^2}{2},$$

$$\text{де } \Delta P_{mec} = \frac{b_v}{T} \int_{t_1}^{t_1+T} v_a^2 dt = \frac{b_v \omega^2 X_{am}^2}{2}.$$

Отже, ККД вібратора визначиться як

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{P_{mec} - \Delta P_{mec}}{P_{mec} + \Delta P_e} = \frac{2K_F^2 I^2 k_{nl}^2 \omega^2 b - b_v \omega^2 X_{am}^2 \left((k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 \right)}{2K_F^2 I^2 k_{nl}^2 \omega^2 b + 2I^2 R_s \left((k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 \right)}.$$

Враховуючи (19), отримаємо

$$\eta = \frac{K_F^2 k_{nl}^2 \omega^2 (b - b_v)}{K_F^2 k_{nl}^2 \omega^2 b + R_s \left((k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 \right)}. \quad (25)$$

Для знаходження частоти, що відповідає максимальному ККД, визначимо з (25) похідну за ω та прирівняємо її до нуля $\partial \eta / \partial \omega = 0$, звідки

$$(k - m_a \omega^2)^2 = -2m_a \omega^2 (k - m_a \omega^2).$$

Даному рівнянню відповідають два корені, один від'ємний, інший – додатний $\omega = \sqrt{k/m_a} = \omega_0$, і є шуканим значенням частоти.

Для визначення залежності ККД від амплітуди, дослідимо похідну від (25) за амплітудою X_{am} .

$$\text{Враховуючи, що } K_F = \Psi_m \pi / \tau \text{ і } k_{nl} = \frac{\tau^2 - X_{am}^2}{\tau^2}, \text{ ККД}$$

запишеться

$$\eta = \frac{\Psi_m^2 \pi^2 (\tau^2 - X_{am}^2)^2 \omega^2 (b - b_v)}{\Psi_m^2 \pi^2 (\tau^2 - X_{am}^2)^2 \omega^2 b + \tau^6 R_s \left((k - m_a \omega^2)^2 + \omega^2 b^2 \right)}. \quad (26)$$

Рівняння $\partial \eta / \partial X_{am} = 0$ не має дійсних коренів.

Отже, залежність ККД від амплітуди не має екстремумів. Аналіз виразу свідчить, що похідна від ККД за амплітудою, у всьому діапазоні зміни амплітуди, має від'ємне значення. Звідси слідує те, що ця залежність є спадною, й зі зростанням амплітуди коливань, ККД буде погіршуватись.

Важливим показником, який впливає на ефективність роботи ЛД приводу вібратора, є параметри навантаження. Максимум залежності ККД від коефіцієнту в'язкого тертя навантаження знаходимо з рівняння (26), поклавши $\partial \eta / \partial b = 0$. При цьому вважається, що амплітуда коливань, як і інші параметри вібратора, є сталими

$$\tau^6 R_s \omega^2 b^2 - 2\tau^6 R_s \omega^2 b_v b - \tau^6 R_s (k - m_a \omega^2)^2 - \Psi_m^2 \pi^2 (\tau^2 - X_{am}^2)^2 \omega^2 b_v = 0.$$

Вирішуючи дане рівняння, і залишаючи додатний корінь, отримаємо

$$b = b_v + \sqrt{b_v^2 + \frac{(k - m_a \omega^2)^2}{\omega^2} + \frac{\Psi_m^2 \pi^2 (\tau^2 - X_{am}^2)^2 b_v}{R_s \tau^6}}. \quad (27)$$

НЕЛІНІЙНА ПОСТАНОВКА

Розгляд задачі в нелінійній постановці має на меті порівняння розрахунків, отриманих на підставі представленої аналітичної моделі, та більш детальної чисельної моделі. В нелінійній постановці розглядається коаксіально-лінійний ЛД із зубчастою структурою статора та постійними магнітами на якорі. Механічна схема вібратора відповідає показаній на рис. 1,б. Система рівнянь, що описує перехідні електро-механічні процеси ЛД має наступний вигляд:

$$\left. \begin{aligned} u &= iR_s + \frac{d\Psi(x_a, i)}{dt}; \\ m_a \frac{d^2 x_a}{dt^2} &= F_e(x_a, i) - kx_a - b \frac{dx_a}{dt}, \end{aligned} \right\}$$

де $\Psi(x_a, i)$, $F_e(x_a, i)$ – відповідно потокозчеплення обмотки статора ЛД та електромагнітна сила в залежності від положення якоря та струму статора. Зазначені залежності визначені на підставі вирішення польової задачі чисельним методом скінченних елементів, постановка якої, подана в роботі [2]. Далі, проведено чисельне дослідження характеристик вібратора з параметрами, представленими в табл. 1.

Таблиця 1

Параметри вібратора та ЛД	
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	1200
Активний опір обмотки статора R_s , Ом	3,1
Полусна поділка τ , м	0,059
Амплітуда потокозчеплення магнітів Ψ_m , Вб	2,34
Коефіцієнт жорсткості пружин k , Н·м	687153
Індуктивність обмотки L , мГн	35,562

Для розрахунку характеристик вібратора використовується імітаційна Simulink-модель наведена в [6]. Результати порівняльного розрахунку ілюструє рис. 3, на якому показано залежності амплітуди коливання та ККД від частоти для двох значень струму – 10 А та 30 А. Розрахунок проводився трьома способами: на підставі виразів (20, 26), за допомогою Simulink-моделі та згідно наступних рівнянь [7]:

$$X_{am} = \frac{I_m \Psi_m \pi}{\tau \sqrt{(k - m_a \omega^2)^2 + b^2 \omega^2}}; \quad (28)$$

$$\eta = \frac{P_2}{P_1} = \frac{K_F^2 \omega^2 (b - b_v)}{K_F^2 b \omega^2 + R_s ((k - m_a \omega^2)^2 + b^2 \omega^2)}. \quad (29)$$

Амплітуда коливань якоря представлена у відносних одиницях, розрахованих за виразом $X_{*am} = X_{am}/X_b$, де X_{am} – амплітуда коливань, що відповідає певному значенню частоти або струму, X_b – базисна амплітуда, $X_b = \tau/2$.

Як видно з рис. 3, при невеликих значеннях амплітуди коливання якоря та струму, розрахунки практично співпадають. З підвищенням струму, амплітуда, розрахована за виразом (28), перевищує половину полюсної поділки, тобто точність розрахунку суттєво знижується.

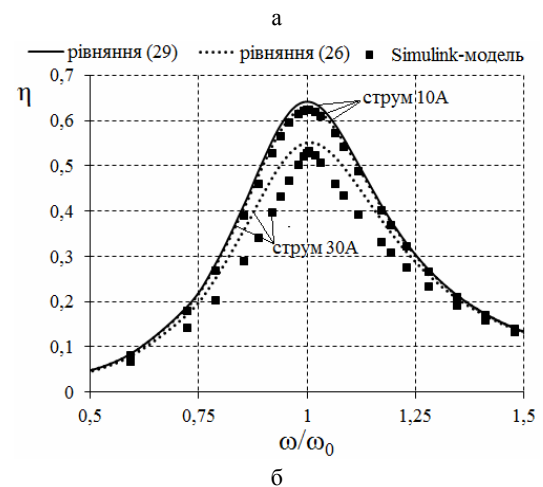
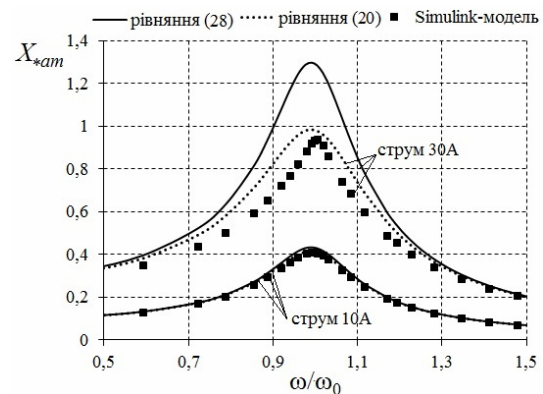


Рис. 3. Результати порівняльного розрахунку

Значення струму 30 А відповідає режиму, коли дійсна амплітуда коливань наближається до половини полюсної поділки, тобто мають місце максимальні струмове та механічне навантаження. При цьому, часові функції струму та електромагнітної сили значно відрізняються від синусоїдних. Це ілюструє рис. 4, де показано осцилограми переміщення, електромагнітної сили та струму статора, отримані за допомогою Simulink-моделі, для випадку коли $\omega \approx \omega_0$, $I = 30$ А.

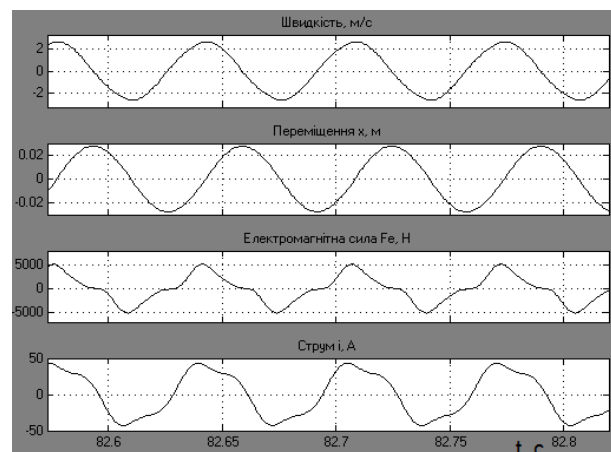


Рис. 4. Часові діаграми

Результати розрахунку ККД (рис. 3,б), згідно рівняння (29), мають достатню точність при невеликих значеннях струмів. Оскільки дане рівняння не враховує зміну струму, то при збільшенні струму вираз має невелику точність. Також, можна відмітити погіршення ККД із зростанням амплітуди коливань, що підтверджує результати аналізу викладеного вище.

ВИСНОВКИ

В роботі отримано аналітичні вирази для енергетичних характеристик вібратора (амплітуди коливань та ККД), що враховують нелінійність тягової характеристики лінійного двигуна.

На основі отриманої моделі показано, що ефективність роботи вібратора значно залежить від співвідношення робочої амплітуди та полюсної поділки, а також параметрів навантаження. Визначено, що зі зростанням амплітуди коливань (за умови підтримання струму ЛД сталим), ККД вібратора погіршується.

Результати порівняльного розрахунку свідчать про те, що точність отриманих виразів вища, ніж при розрахунках за рівняннями (28, 29), отриманими в роботі [7], в межах граничних струмових та механічних навантажень вібратора.

СПИСОК ЛІТЕРАТУРИ

1. Черняев В.И. Вибромолоты и вибропогружатели с виброударостойкими электродвигателями // Исследование вибростойкости 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., Богаенко М.В., Попков В.С. Моделирование работы электричного вибратора с коаксиально-линейным индукционным двигателем при разных законах регулирования // Техническая электродинамика. – 2007. – №2. – С. 54-59.
3. A. Canova, G. Gruosso, M. Repetto. Synthesis of a tubular linear IPM motor. *COMPEL, Int. J. Comput. Math. Elect. Eng.*, 2001, vol.20, no.3, pp. 777-795.
4. N. Bianchi, S. Bolognani, D. Corte, F. Tonel. Tubular Linear Permanent Magnet Motors: An Overall Comparison. *IEEE Trans. on Ind. Applicat.*, March/April 2003, vol.39, no.2, pp. 466-475.
5. Бондар Р.П. Електромеханічні характеристики коаксіально-лінійного синхронного вібратора установки для безтраншейної проходки горизонтальних свердловин // Технічна електродинаміка. – 2008. – №2. – С. 31-35.
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. – 2010. – №4. – С. 13-17.
7. Бондар Р.П., Голенков Г.М., Литвин О.Ю., Подольцев О.Д. Моделирование энергетических характеристик вибратора с линейным электрическим приводом // Електромеханічні і енергозберігаючі системи. – 2013. – №2. – С. 66-74.

REFERENCES: 1. Cherniaev V.I. Vibromoloty i vibropogruzhateli s vibroudarostoykimi elektrodvigateliami [Vibratory hammers and vibratory drivers with vibration-proof electric motors]. *Issledovanie vibratsionnogo i vibroudarnogo pogruzeniia svai. Sb. statei. Pod red. Golovacheva A.S.* [Probe of vibrational and vibroimpact dipping of piles. Collection of articles. Edited by A.S. Golovachev], Moscow, 1968, pp. 5-15. 2. Golenkov G.M., Bondar R.P., Makogon S.A., Bogaenko M.V., Popkov V.S. Modeling of work of the electric vibrator with tubular linear induction motor at various laws of regulation. *Tekhnichna elektrodynamika – Technical electrodynamics*, 2007, no.2, pp. 54-59. 3. A. Canova, G. Gruosso, M. Repetto. Synthesis of a tubular linear IPM motor. *COMPEL-Int. J. Comput. Math. Elect. Electron. Eng.*, 2001, vol.20, no.3, pp. 777-795. 4. N. Bianchi, S. Bolognani, D. Corte, F. Tonel. Tubular Linear Permanent Magnet Motors: An Overall Comparison. *IEEE Trans. on Ind. Applicat.*, March/April 2003, vol.39, no.2, pp. 466-475. 5. Bondar R.P. Electromechanical characteristics of tubular linear synchronous vibrator of trenchless pipelayer. *Tekhnichna elektrodynamika – Technical electrodynamics*, 2008, no.2, pp. 31-35. 6. Bondar R.P., Golenkov G.M., Podoltsev A.D. Modeling of characteristics of alternating motion linear motor in Simulink/Matlab software package. *Elektrotehnika i elektromekhanika – Electrical engineering & electromechanics*, 2010, no.4, pp. 13-17. 7. Bondar R.P., Golenkov G.M., Lytvyn A.Yu., Podoltsev A.D. Modelling of power characteristics of the vibrator with a linear electric drive. *Electromechanichni i energozberigayuchi systemy – Electromechanical and energy saving systems*, 2013, no.2(22), pp. 66-74.

Nadiйшла (received) 30.09.2014

Бондар Роман Петрович, к.т.н., доц.,
Київський національний університет будівництва і архітектури,
03680, Київ, пр. Повітрофлотський, 31,
тел/phone +38 044 2415510, e-mail: rpbondar@gmail.com

R.P. Bondar

Kyiv National University of Construction and Architecture
31, Povitroflotsky Avenue, Kyiv-37, 03680 Ukraine

Power characteristics of a vibrator with a linear nonsalient-pole armature motor drive.

A vibrator with a linear reciprocating motor drive is studied. On the basis of the mathematical model developed, equations of power characteristics of the vibrator with a linear nonsalient-pole armature motor drive are obtained. Comparative calculations of the power characteristics by means of the analytical model obtained and a Simulink-model with FEM-specified parameters are carried out.

Key words – linear motor drive, power characteristics, vibrator.