

УДК 621.313.323

КОМПЛЕКСНА МОДЕЛЬ З ЧАСТОТНО-ЗАЛЕЖНИМИ ПАРАМЕТРАМИ ДЛЯ РОЗРАХУНКУ РОБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАГНІТОЕЛЕКТРИЧНОГО ВІБРАТОРА

Р.П. Бондар¹, канд.техн.наук, **О.Д. Подольцев**², докт.техн.наук

¹ – Київський національний університет будівництва і архітектури,

пр. Повітрофлотський, 31, Київ, 03680, Україна,

e-mail: rpbondar@gmail.com

² – Інститут електродинаміки НАН України,

пр. Перемоги, 56, Київ-57, 03680, Україна,

e-mail: podol@ied.org.ua

Запропоновано комплексну модель з частотно-залежними параметрами для розрахунку робочих характеристик магнітоелектричного вібратора. Особливістю моделі є залежність параметрів заступної схеми пристрою від частоти, що забезпечує підвищення точності розрахунку. Розроблено чисельну польову модель, за допомогою якої проведено дослідження впливу частоти на параметри магнітоелектричного вібратора. На підставі представленої заступної схеми розраховано характеристики вібратора в залежності від частоти. У сукупності вирішувалася задача розрахунку робочих характеристик за допомогою комплексної моделі, що містить три компоненти, які базуються на рівняннях електромагнітного поля, електричних та електромеханічних кіл. Бібл. 11, рис. 5, табл. 1.

Ключові слова: заступна схема, магнітоелектричний вібратор, робочі характеристики.

Вступ. Магнітоелектричні вібратори (МЕВ) широко використовуються у випробувальних та калібрувальних стендах, у підвісках автомобілів [7], віброізоляційних платформах [10] тощо. В залежності від призначення такі вібратори можуть як утворювати вібраційні навантаження, так і навпаки, зменшувати їх. Однак проектування МЕВ ускладнене наявністю нелінійних ефектів, які суттєво впливають на робочі характеристики та динаміку пристрою.

Розрахункам параметрів та характеристик магнітоелектричних вібраторів присвячено низку праць. В [1] отримано розрахункові вирази для електромеханічних характеристик лінійного двигуна з постійними магнітами приводу вібратора та сталими параметрами електричної заступної схеми. Розрахунок проводився для білярезонансного режиму роботи МЕВ. Особливістю розрахунку в цьому діапазоні є наявність нелінійностей, зумовлених впливом прикінцевих ефектів, які проявляються при значних амплітудах коливань. Тому визначальним є врахування зміни параметрів у залежності від положення рухомої частини, а не від частоти, оскільки її робочий діапазон обирався незначним.

Характеристики МЕВ в ustalених режимах можуть визначатися на підставі заступних схем, як це зроблено, наприклад, у [2] для випадків резонансної, до- та післярезонансної частот. Дослідження перехідних процесів можуть проводитися за допомогою рівнянь динаміки з незалежними від частоти параметрами [8]. Також відомі моделі [4, 6], де параметри МЕВ подано як функції положення якоря та струму в обмотці.

Складність розрахунку характеристик у широкому діапазоні зміни частоти полягає у тому, що параметри МЕВ не є сталими. Нелінійні властивості матеріалу магнітопроводу та наявність у ньому контурів з вихровими струмами зумовлюють залежність індуктивності обмотки від частоти струму та його амплітудного значення. Активний опір обмотки також змінюється внаслідок впливу скін-ефекту та температури.

Метою даної роботи є проведення експериментальних та теоретичних досліджень характеру залежностей параметрів МЕВ від частоти та побудова його моделі з частотно-залежними параметрами для розрахунку робочих характеристик вібратора.

Будова магнітоелектричного вібратора. Конструктивні особливості МЕВ визначаються діапазоном його робочої частоти, потужністю, амплітудою коливань та призначенням. Так, вібратори, що працюють у низькочастотному діапазоні (< 100 Гц), як правило, мають масивну рухому частину, на якій розміщені постійні магніти з радіальним чи аксіальним напрямком намагнічування, а також можуть мати феромагнітні полюси [9]. Як пружні елементи в потужних машинах зі значною амплітудою коливань застосовують циліндричні сталеві або пневматичні пружини [5].

На більших частотах використовують пластинчасті чи фасонні пружини [11], що можуть виготовлятися з гуми або карбонового волокна для зменшення магнітних втрат. МЕВ з високою робочою частотою (до 10 кГц) виконуються без феромагнітного осердя.

Розглянемо МЕВ, призначений для утворення вібраційних навантажень у частотному діапазоні 0–2000 Гц. Створений дослідний зразок такого пристрою показано на рис. 1, а, а його будову – на рис. 1, б. Основні робочі та геометричні характеристики цього МЕВ наведено у таблиці.

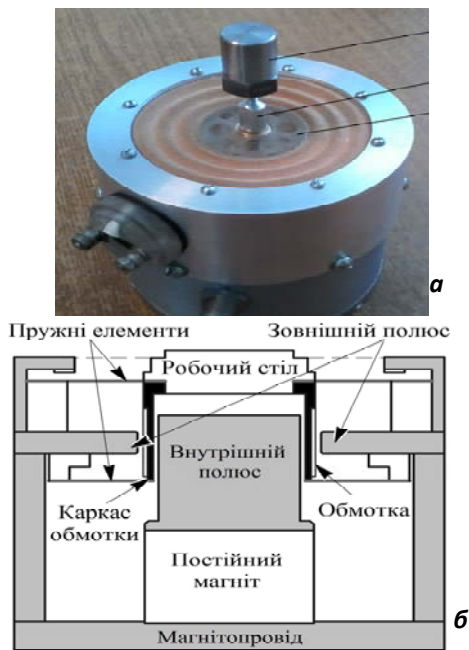


Рис. 1

Робочі параметри		
Робоча частота, Гц	0-2000	
Максимальна амплітуда коливаль, м	0,005	
Амплітуда електромагнітної сили, Н	20	
Фізичні параметри		
Постійний магніт	Матеріал NdFeB (N42)	
	Максимальна енергія $(BH)_{\max}$, кДж/м ³	326
	Залишкова магнітна індукція, Тл	1,3
Осердя	Матеріал Ст3	
Обмотка	Кількість витків	80
	Дріт - ПЕВ-1, Ø 0,4	
Підвіска	Жорсткість, Н/м	3600
Основні розміри		
Магніт	Діаметр, мм	50
	Висота, мм	30
Габаритні розміри	Діаметр, мм	114
	Висота, мм	105

Під дією струму, який протікає через обмотку вібратора, виникає електромагнітна сила, що діє вздовж осі обмотки та, в залежності від напрямку струму, зумовлює відповідне переміщення прикріпленого до обмотки робочого столу. Пружинні елементи вібратора в сукупності з рухомою частиною утворюють коливальну систему, яка має чітко виражені резонансні властивості [1]. Таким чином, рухома частина здійснює коливальний рух в аксіальному напрямку з частотою джерела струму ω і амплітудою, що визначається значеннями електромагнітної сили та механічних параметрів коливальної системи.

Електрична заступна схема. Електрична модель МЕВ (рис. 2, а) містить такі елементи. Обмотка представлена активним опором R_1 , індуктивністю розсіювання $L_{\sigma 1}$ та індуктивністю контура взаємної індукції L_m . Наявність останнього обумовлена вихровими струмами, що протікають в осерді. Контур вихрових струмів подано еквівалентною зосередженою обмоткою з активним опором R_2 , який відповідає втратам в осерді, та індуктивністю розсіювання $L_{\sigma 2}$.

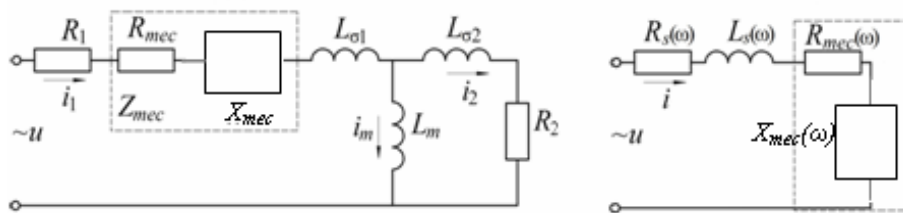


Рис. 2, а, б

Під час руху обмотки в магнітному полі у ній виникає пропорційна швидкості руху ЕРС, яка може бути подана у вигляді падіння напруги на механічному опорі системи. Тоді активний механічний опір R_{mec} визначатиме «активну» (механічну) потужність системи $P_{mec} = I^2 R_{mec} = VF_e \cos \theta^*$ (де θ^* – фазовий кут між електромагнітною силою F_e та швидкістю V), а повний механічний опір – швидкість та переміщення. Зокрема, для усталеного режиму амплітуду коливаль можна записати

$$X_m = \frac{E_m}{K_E \omega} = \frac{I_m \sqrt{R_{mec}^2 + X_{mec}^2}}{K_E \omega} = \frac{I_m Z_{mec}}{K_E \omega}, \quad (1)$$

де E_m – амплітудне значення ЕРС; K_E – коефіцієнт пропорційності для ЕРС [1]; ω – кутова частота коливань; I_m – амплітудне значення струму обмотки; Z_{mec} – повний механічний опір; X_{mec} – реактивний механічний опір. Останній, в залежності від частоти, має індуктивний (коли $\omega < \omega_0$) або ємнісний характер (коли $\omega > \omega_0$) [1], де $\omega_0 = \sqrt{k/m_a}$ – власна частота коливань механічної системи.

Для синусоїдної електромагнітної сили залежності опорів від частоти та механічних параметрів системи були отримані в [1] і мають такий вигляд:

– активна складова механічного опору

$$R_{mec} = \frac{K_E K_F b \omega^2}{(k - m_a \omega^2)^2 + b^2 \omega^2}; \quad (2)$$

– реактивна складова механічного опору

$$X_{mec} = \frac{\omega K_E K_F (k - m_a \omega^2)}{(k - m_a \omega^2)^2 + b^2 \omega^2}, \quad (3)$$

де K_F – коефіцієнт пропорційності у виразі для розрахунку сили. Механічна частина системи спричиняє значне зростання повного опору в невеликому діапазоні частоти в околі механічного резонансу. Взаємодія електричної та механічної ланок зумовлює наявність електричного резонансу (коли співпадають фази напруги та струму живлення), частота якого була визначена в [1].

Оскільки для визначення робочих характеристик параметри контура вихрових струмів не є необхідними, заступна схема може бути спрощена. При цьому відповідні параметри контурів розсіювання та взаємної індукції можуть бути зведені до еквівалентного послідовного з'єднання індуктивного L_s та активного R_s елементів (рис. 2, б).

Далі вважатимемо, що електричні опори МЕВ змінюються в залежності від частоти та сили струму, а механічні – залежно від частоти.

Чисельний розрахунок та експериментальне вимірювання частотно-залежних параметрів МЕВ. Під час дослідження електричних параметрів вважається, що режим роботи вібратора є усталеним, а параметри заступної схеми є інерційними, тобто залишаються незмінними протягом періоду зміни струму та напруги. Ці параметри визначалися на підставі чисельного розрахунку магнітного поля методом скінченних елементів у пакеті Comsol. Внаслідок осьової симетрії машини (рис. 1) задача вирішувалася в осесиметричній постановці, в циліндричній системі координат для векторного потенціалу $\dot{\mathbf{A}}$, який має єдину ϕ -компоненту $\dot{\mathbf{A}} = (0, \dot{A}_\phi, 0)$.

Якщо вважати, що зміна усіх польових величин у часі відбувається за гармонічним законом, то розрахунок може виконуватися за допомогою рівнянь електромагнітного поля, записаних у частотній області. Далі будемо вважати, що досліджується усталений режим з синусоїдними струмом та напругою. Рівняння поля для цього випадку мають вигляд [3]

$$j\omega\sigma\dot{\mathbf{A}} + \nabla \times (\mu_0^{-1} \mu_r^1 \nabla \times \dot{\mathbf{A}}) = \dot{\mathbf{J}}_e; \quad (4)$$

$$\dot{\mathbf{B}} = \nabla \times \dot{\mathbf{A}},$$

де ω – кутова частота зміни поля; σ – питома електропровідність матеріалу; ∇ – оператор набла, записаний для циліндричної системи координат; μ_0 – магнітна проникність вакууму; μ_r – відносне значення магнітної проникності (скалярна величина), що залежить від модуля вектора магнітної індукції; $\dot{\mathbf{J}}_e$ – густина струму в обмотці; $\dot{\mathbf{B}}$ – магнітна індукція.

У розрахунковій моделі МЕВ (рис. 3, а) властивості матеріалів задано наступними.

Магнітний стан матеріалу магнітопроводу та полюсів (області $D2, D3$) визначається відповідно до основної кривої намагнічування сталі, тобто

$$\dot{\mathbf{H}} = \mu \left(\dot{\mathbf{B}} \right)^{-1} \dot{\mathbf{B}},$$

де $\dot{\mathbf{H}}$ – напруженість магнітного поля.

Для матеріалу магніту (область $D4$) задавалося наступне рівняння стану:

$$\dot{\mathbf{B}} = \mu_0 \mu_r \dot{\mathbf{H}} + \dot{\mathbf{B}}_{rem},$$

де $\dot{\mathbf{B}}_{rem}$ – залишкова магнітна індукція постійних магнітів. Зазначимо, що при інтегруванні рівняння (4) в області постійного магніту приймалося $\dot{\mathbf{B}}_{rem} = 0$.

Як граничні умови задано умову симетрії відносно осі z (рис. 3, a) та умову магнітної ізоляції на зовнішніх границях розрахункової області $D1 - A_\varphi = 0$.

Каркас обмотки представляє собою бронзову трубку, розрізану вздовж для зменшення вихрових струмів. Тому для області $D6$ (рис. 3, a) задано відповідну провідність $\sigma_{br}=4,6 \cdot 10^7$ См/м. Додаткове рівняння для цієї області матиме вигляд

$$\int \mathbf{J}_i ds = 0,$$

де \mathbf{J}_i – густина індукованого струму, а інтегрування здійснюється по області $D6$.

Для матеріалу магнітопроводу (області $D2, D3$) провідність становить $\sigma_{st}=1,03 \cdot 10^7$ См/м.

Під час живлення МЕВ змінним струмом на значення параметрів елементів заступної схеми

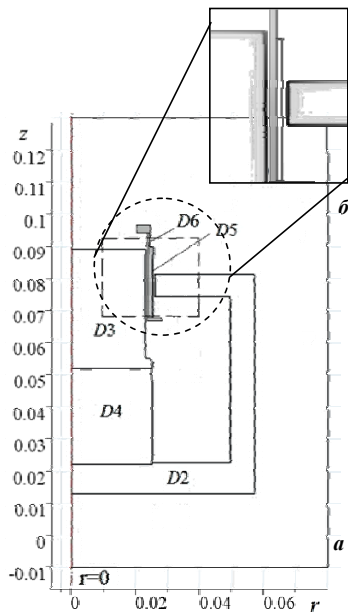


Рис. 3

впливають вихрові струми, сила та глибина проникнення яких залежать від частоти та сили струму обмотки. На рис. 3, b показано у відтинках сірого розподіл густини вихрових струмів у провідниках МЕВ. Видно, що найбільші значення вихрові струми мають у каркасі обмотки та в наближених до неї зонах полюсів. З одного боку, це призводить до збільшення втрат, з іншого – така будова сприяє зменшенню індуктивного опору на високих частотах.

Розглянемо спочатку випадок, коли задано струм в обмотці, значення і частота якого є відомими. Оскільки задано струм, то механічна частина моделі може не враховуватися під час розрахунку, а параметри визначаються за результатом вирішення тільки польової задачі. Для синусоїдних напруг і струмів активний опір та індуктивність обмотки дорівнюють $\dot{U} = j\omega N S_c^{-1} \int \dot{A}_\varphi 2\pi r ds$; $\dot{Z}_s = \dot{U} / \dot{I}$;

$R_s = \text{Re}(\dot{Z}_s)$; $L_s = \text{Im}(\dot{Z}_s) / \omega$, де \dot{Z}_s , \dot{U} , \dot{I} – відповідні комплексні повний опір, напруга та струм обмотки, N – кількість витків у обмотці, а S_c – її переріз.

Отримані залежності активного та реактивного опорів, а також індуктивності обмотки від частоти для сталого значення синусоїдного струму $I = 0,5$ А показані на рис. 4, a .

На рис. 4, $b, в$ показано залежності активного опору та індуктивності обмотки для сталих значень напруги відповідно 1 В та 2,5 В.

У випадку, коли задано напругу живлення, значення струму має обчислюватися на підставі параметрів заступної схеми, які, в свою чергу, також залежать від струму, тобто задачі є взаємопов'язаними.

На частотах, відмінних від частоти механічного резонансу, значення механічних опорів значно менші від електричних. У цьому випадку електричні параметри заступної схеми можуть бути визначені на підставі вирішення польової задачі. Проте на частотах, близьких до частоти механічного резонансу, механічні опори мають співставні значення з електричними [1]. Тому зміна струму, зумовлена механічними параметрами МЕВ, впливатиме на точність розрахунку.

Ця задача вирішувалася шляхом одночасного розрахунку польової задачі та ланцюгової. Для цього механічна частина моделі була представлена еквівалентною ланкою з опорами, визначеними згідно з рівняннями (2), (3), а електричні параметри визначалися на підставі сумісного вирішення польової і ланцюгової задач.

Внаслідок наявності вихрових струмів, динамічне тягове зусилля та коефіцієнт електромагнітної сили не дорівнюють статичним. Залежність коефіцієнта електромагнітної сили для випадку сталого значення синусоїдної напруги ($U=2,5$ В) показано на рис. 4, $г$.

Для перевірки достовірності розробленої польової моделі було проведено експериментальні дослідження електричних параметрів МЕВ (активного опору обмотки та індуктивності) за допомогою дослідного зразка (рис. 1), який має характеристики, наведені у таблиці. Вимірювання відповідних параметрів проводилося за допомогою RLC-вимірювача BR2876-5. Під час дослідження рухома частина МЕВ жорстко фіксувалася за допомогою спеціальних кріплень, щоб виключити вплив механічних параметрів. Результати дослідіу показано на рис. 4, $б$ маркером.

Аналіз отриманих результатів свідчить про значну зміну параметрів МЕВ у робочому діапа-

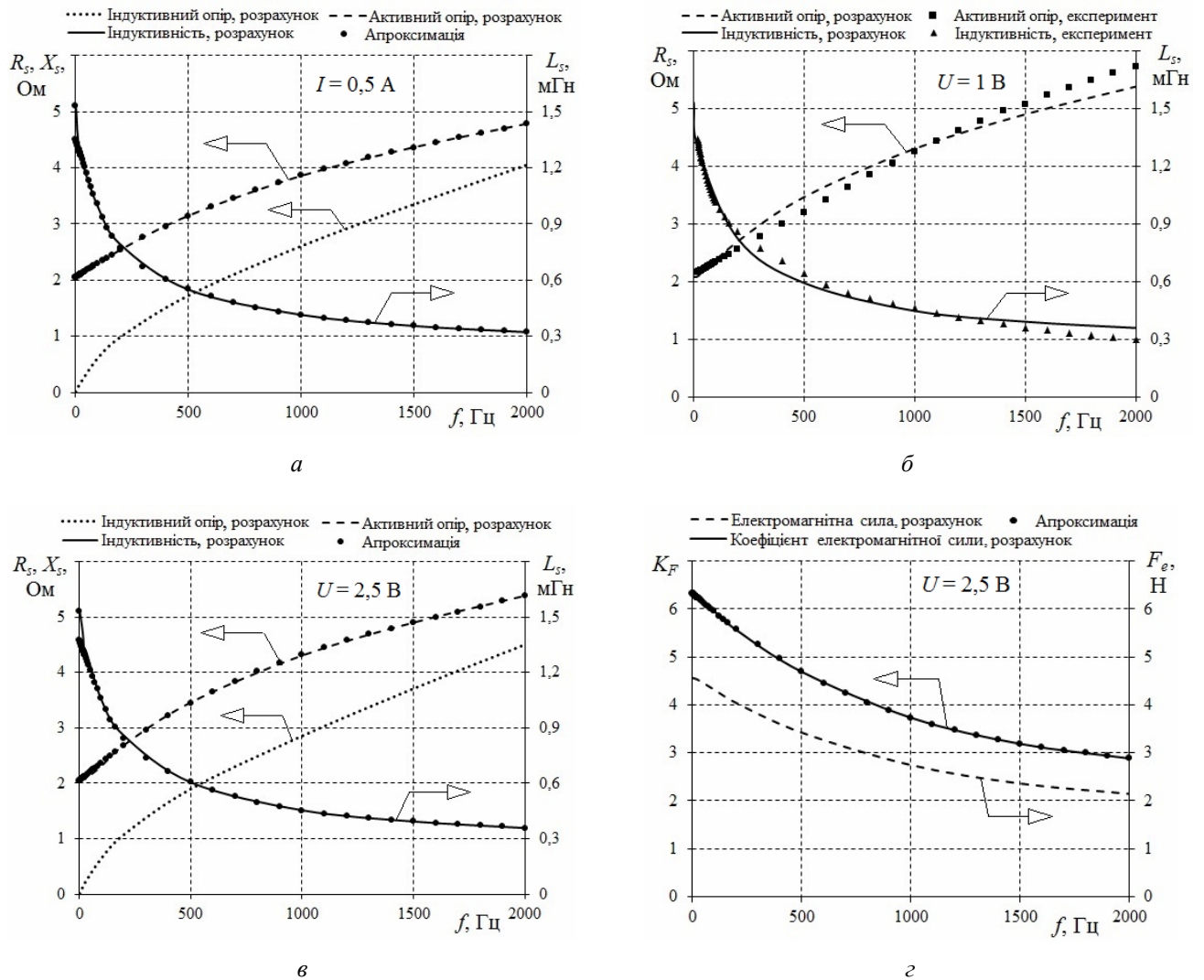


Рис. 4

зоні частоти. Так, з рис. 4 видно, що активний опір зростає більше ніж у два рази порівняно зі значенням опору при постійному струмі. Це супроводжується збільшенням втрат від вихрових струмів із зростанням частоти. Також має місце зменшення (більше ніж у двічі) коефіцієнта електромагнітної сили. З іншого боку, індуктивність обмотки зменшується більше ніж у чотири рази, що позитивно впливає на динаміку системи в області високих частот.

Робочі характеристики МЕВ. Робочі характеристики МЕВ вимірювалися та розраховувалися для двох випадків – коли джерело забезпечує стале значення струму або стале значення напруги. Як навантаження використовувався датчик прискорення ДН-3-М1 масою 0,048 кг.

Визначення робочих характеристик проводилося згідно з наступним. Спочатку розраховувалися параметри МЕВ для дискретних значень частоти в діапазоні від 0 до 2000 Гц. Відповідні залежності показано на рис. 4. На проміжних частотах проводилася апроксимація отриманих даних поліномами, визначеними за допомогою методу найменших квадратів. Далі розраховувалися робочі характеристики МЕВ для двох режимів, коли задано струм $I=0,5 \text{ A}$ та напругу $U=2,5 \text{ V}$.

Амплітуда коливань, розрахована згідно з (1) для обох режимів, показана на рис. 5, а, б.

Суцільними лініями показано результати, отримані за допомогою представленої моделі зі змінними параметрами, переривчастою – з постійними [1]. Розрахована амплітуда коливань для обох моделей має приблизно однакові значення і незначно відрізняється від експериментальних даних (показано на рис. 5 маркером).

Значення струму МЕВ для режиму, коли задано напругу, залежить від активних та реактивних опорів (електричних та механічних). Їхнє співвідношення визначає коефіцієнт потужності PF вібра-

тора. Відповідні залежності від частоти для значення напруги живлення $U=2,5$ В показано на рис. 5, в, г. При цьому розрахунок проводився відповідно до наступних виразів:

$$I = \frac{U}{\sqrt{(R_s + R_{mec})^2 + (X_s + X_{mec})^2}}; \quad PF = \frac{R_s + R_{mec}}{\sqrt{(R_s + R_{mec})^2 + (X_s + X_{mec})^2}}.$$

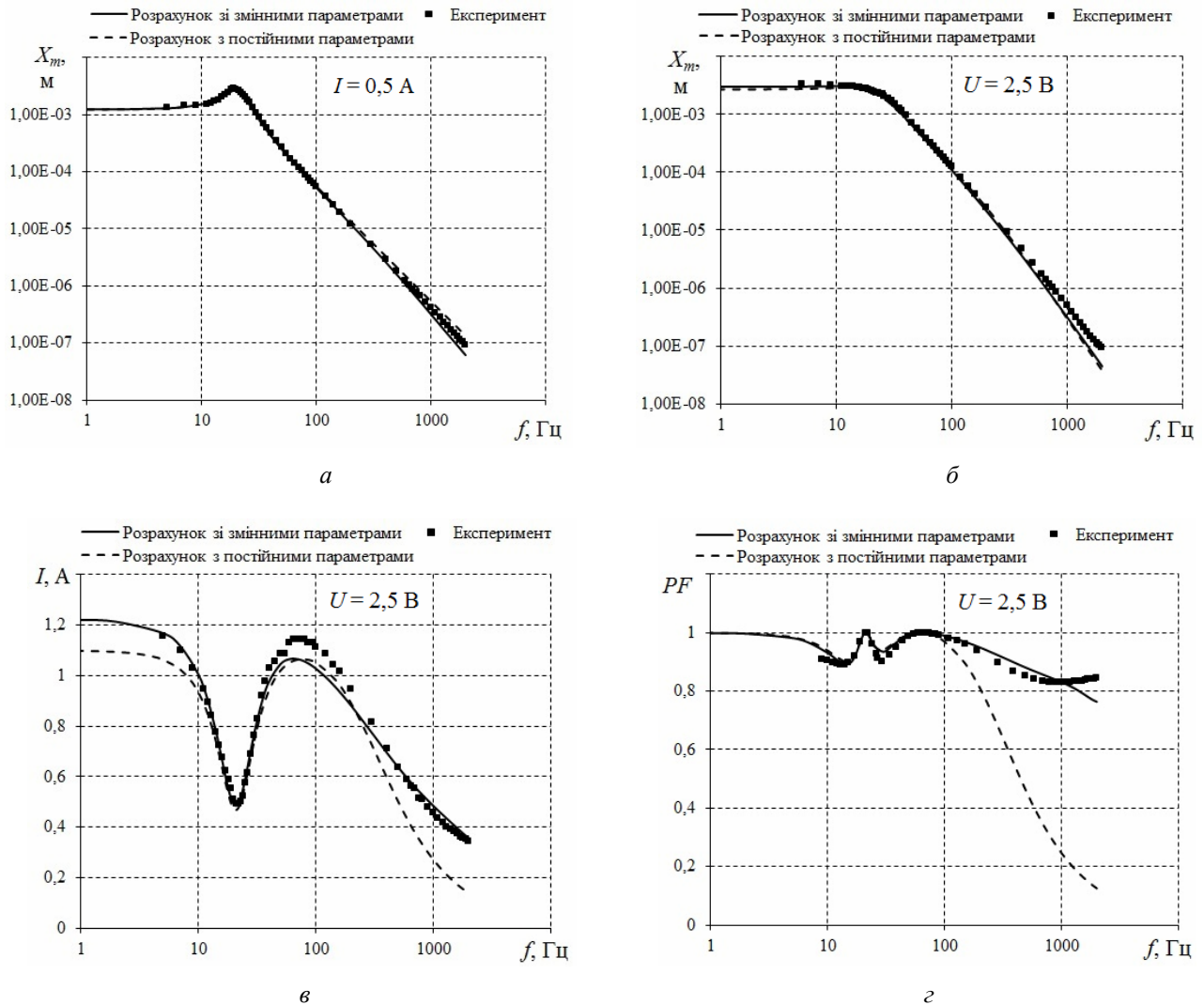


Рис. 5

Як видно з рисунка, точність розрахунку струму та коефіцієнта потужності краща для моделі зі змінними параметрами. У моделі з постійними параметрами значення активного опору та індуктивності є сталими. Тому точність розрахунку за цією моделлю зі зростанням частоти погіршується.

Отримані розрахункові та експериментальні результати свідчать про те, що модель з частотно-залежними параметрами має вищу точність розрахунку робочих характеристик порівняно з відповідною моделлю з постійними параметрами. Деякі відмінності розрахункових даних від експериментальних можна пояснити наступним. Механічні параметри, що входять у рівняння (2), (3) для визначення механічних опорів, прийнято сталими, хоча вони можуть змінюватися в залежності від амплітуди та частоти коливань, а також від навантаження. Механічну частину МЕВ у даній моделі подано одномасовою коливальною системою, яка має зосереджені параметри. Проте на високих частотах така система набуває континуальних властивостей. Тому еквівалентні коефіцієнти жорсткості та демпфірування змінюватимуться від навантаження та частоти коливань.

У розрахунковій моделі прийнято, що електричні параметри моделі є інерційними. Наявність нелінійних ефектів (насичення, гістерезису) зумовлює нелінійну залежність потокозчеплення від струму в обмотці. У цьому випадку значення параметрів стають динамічними й залежать від миттєвого значення струму. Також слід враховувати, що пружна підвіска МЕВ має крім осьової також де-

яку радіальну жорсткість. При цьому рухома частина МЕВ внаслідок протікання вихрових струмів здійснює крім осьових коливань також радіальні, що може негативно позначитися на точності характеристик, отриманих експериментальним шляхом.

Підвищення точності розрахунку робочих характеристик можна досягти за допомогою таких умов:

- визначення електричних параметрів на підставі чисельного розв'язання рівнянь магнітного поля в часовій області, що враховує зміну параметрів протягом періоду зміни струму;
- застосування більш деталізованої механічної моделі, параметри якої (також не інерційні) визначаються за допомогою чисельного розв'язання рівнянь динаміки МЕВ. Причому такий розрахунок має виконуватися сумісно з розрахунком поля, оскільки задачі є взаємопов'язаними.

При врахуванні зазначених умов модель може використовуватися для розрахунку як усталених режимів роботи, так і перехідних процесів. Проте при цьому суттєво зростуть необхідні обчислювальні ресурси, що суттєво зменшує діапазон розрахунку. Це пояснюється тим, що зі зростанням частоти зменшується глибина протікання вихрових струмів, що потребує відповідного зменшення розміру скінчених елементів розрахункової сітки (причому рухомої, оскільки вирішується і механічна задача) з відповідним збільшенням кількості її елементів.

Висновки. Розроблено комплексну модель з частотно-залежними параметрами для розрахунку робочих характеристик магнітоелектричного вібратора. Особливістю моделі є залежність параметрів заступної схеми вібратора від частоти, що забезпечує підвищення точності розрахунку в ширшому діапазоні її зміни.

Аналіз отриманих за допомогою розробленої моделі даних свідчить про значну залежність параметрів МЕВ від частоти. Так, активний опір зростає зі збільшенням частоти порівняно зі значенням опору постійному струму більш ніж у два рази. Також має місце зменшення коефіцієнта електромагнітної сили та індуктивності обмотки.

Для одержання залежностей параметрів від частоти використовувалися методи експериментального дослідження та чисельного розрахунку за допомогою пакета програм Comsol. Показано, що результати розрахунку добре співпадають з експериментальними даними.

На підставі розробленої моделі проведено розрахунок робочих характеристик МЕВ для двох режимів його роботи – для сталого значення напруги та струму живлення, а також виконано порівняльний розрахунок за допомогою моделі з постійними параметрами. Показано, що точність розрахунку струму та коефіцієнта потужності краща для моделі зі змінними параметрами, причому розбіжність значно збільшується зі зростанням частоти джерела живлення.

1. 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.

2. Голенков Г.М., Аббасян Мохсен. Схема замещения коаксиально-линейного двигателя с аксиальным и радиальным вектором намагничивания постоянных магнитов // *Вісник НТУ «ХП»*. Серія: «Електричні машини та електромеханічне перетворення енергії». – 2015. – № 5 (1114). – С. 27–31.

3. Подольцев А.Д., Кучерявая И.Н. Мультифизическое моделирование в электротехнике. Монография. – К.: Ин-т электродинамики НАН Украины, 2015. – 305 с.

4. Haixing Wang, Haichao Feng, Jikai Si. Modeling analysis and parameters calculation of permanent magnet linear synchronous motor // *Journal of computers*. – 2013. – Vol. 8. – No 2. – Pp. 463–470.

5. Hoff E., Brennval J.E., Nilssen R., Norum L. High power linear electric machine – made possible by gas spring. – 2004. [Web]. 15 квітня 2016 <<http://www.elkraft.ntnu.no/en/Papers%202004/NORPIE04-Hoff-Brennval-Nilssen-Norum.pdf>>.

6. Julien Gomand, Ghislain Remy, Abdelmouna Tounzi, Pierre-Jean Barre, Jean-Paul Hautier. Impact of permanent magnet field on inductance variation of a PMLSM // *European Conference on Power Electronics and Applications, Denmark*. – 2007. – Pp.1-9. [Web]. 15 квітня 2016 <<https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00786305>>.

7. Kim Y.B., Hwang W.G., Kee C.D., Yi H.B. Active vibration control of suspension system using an electromagnetic damper // *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering*. – 2001. – Vol. 215. – No 8. – Pp. 865–873.

8. Martino O.A. Hybrid time-frequency domain adaptive filtering algorithm for electrodynamic shaker control // *Journal of Engineering and Computer Innovations*. – 2011. – Vol. 2(10). – Pp. 191–205.

9. Park K., Hong E., Lee H. K. Linear motor for linear compressor // *International Compressor Engineering Conference*. – 2002. – Paper 1544. [Web]. 15 квітня 2016 <<http://docs.lib.purdue.edu/icec/1544>>.

10. Shaw J. Active vibration isolation by adaptive control // *In Proc. IEEE International Conference on Control Applications (Hawaii, USA)*. – 1999. – Pp. 1509–1514.

11. Watada M., Fukuya Y., Ebihara D., Okada T., Takura T. Kinetic characteristics of cylindrical moving coil linear DC motor for vibrator // Electrical Machines and Drives. Seventh International Conference. – 1995. – No 412. – Pp. 359–362.

УДК 621.313.323

КОМПЛЕКСНАЯ МОДЕЛЬ С ЧАСТОТНО-ЗАВИСИМЫМИ ПАРАМЕТРАМИ ДЛЯ РАСЧЕТА РАБОЧИХ ХАРАКТЕРИСТИК МАГНИТОЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ВИБРАТОРА

Р.П. Бондар¹, канд.техн.наук, А.Д. Подольцев², докт.техн.наук

¹ – Киевский национальный университет строительства и архитектуры,

пр. Воздухофлотский, 31, Киев, 03680, Украина,

e-mail: rpbondar@gmail.com

² – Институт электродинамики НАН Украины,

пр. Победы, 56, Киев-57, 03680, Украина,

e-mail: podol@ied.org.ua

Предложена комплексная модель с частотно-зависимыми параметрами для расчета рабочих характеристик магнитоэлектрического вибратора. Особенностью модели является зависимость параметров схемы замещения устройства от частоты, что обеспечивает повышение точности расчета. Разработана численная полевая модель, с помощью которой выполнено исследование влияния частоты на параметры магнитоэлектрического вибратора. На основании представленной схемы замещения рассчитаны характеристики вибратора в зависимости от частоты. В совокупности решена задача расчета рабочих характеристик с помощью комплексной модели, основанной на уравнениях электромагнитного поля, электрических и электромеханических цепей. Библ. 11, рис. 5, табл. 1.

Ключевые слова: схема замещения, магнитоэлектрический вибратор, рабочие характеристики.

COMPLEX MODEL WITH FREQUENCY DEPENDENT PARAMETERS FOR ELECTRODYNAMIC SHAKER CHARACTERISTICS

R.P. Bondar¹, A.D. Podoltsev²

¹ – Kyiv National University of Construction and Architecture,

Povitroflotsky ave., 31, Kyiv, 03680, Ukraine,

e-mail: rpbondar@gmail.com

² – Institute of Electrodynamics of National Academy of Science of Ukraine,

pr. Peremohy, 56, Kyiv-57, 03680, Ukraine,

e-mail: podol@ied.org.ua

The complex model with frequency-dependent parameters for calculation of electrodynamic shaker operating characteristics is offered. The parameters of an equivalent circuit of the device model are depended on frequency that provides increase of calculation accuracy. The influence of frequency on parameters of the electrodynamic shaker is researched with help of numerical field model. On the basis of the presented equivalent circuit, characteristics of the vibrator depending on frequency are calculated. The problem of calculation of operating characteristics by means of the complex model based on the equations of an electromagnetic field, electric and electromechanical circuits is solved. References 11, figures 5, table 1.

Keywords: equivalent circuit, electrodynamic shaker, operating characteristics.

1. Bondar R.P., Golenkov G.M., Lytvun A.Yu., Podoltsev A.D. Modeling of power characteristics of the vibrator with a linear electric drive // Elektromekhanichni i enerhozberihaiuchi systemy. – 2013. – No 2. – Pp. 66–74. (Ukr)

2. Golenkov G.M., Abbasyan Mohsen. The equivalent circuit of coaxial-linear motor with an axial and radial magnetization vector of the permanent magnets // Visnyk NTU "KhPI". Seriya "Elektrychni Mashyny i elektromekhanichne peretvorennia enerhii". – 2015. – No 5 (1114). – Pp. 27–31. (Rus)

3. Podoltsev A.D., Kucheriava I.N. Multiphysics modeling in electrical engineering. Monografiia. – Kiev: Institut Elektrodinamiki Natsionalnoi Akademii Nauk Ukrainy, 2015. – 305 p. (Rus)

4. Haixing Wang, Haichao Feng, Jikai Si. Modeling analysis and parameters calculation of permanent magnet linear synchronous motor // Journal of computers. – 2013. – Vol. 8. – No 2. – Pp. 463–470.

5. Hoff E., Brennvall J.E., Nilssen R., Norum L. High power linear electric machine – made possible by gas spring. – 2004. [Web]. 15th April 2016 <<http://www.elkraft.ntnu.no/eno/Papers%202004/NORPIE04-Hoff-Brennvall-Nilssen-Norum.pdf>>.

6. Julien Gomand, Ghislain Remy, Abdelmouna Tounzi, Pierre-Jean Barre, Jean-Paul Hautier. Impact of permanent magnet field on inductance variation of a PMLSM // European Conference on Power Electronics and Applications, Denmark. – 2007. – Pp. 1-9. [Web]. 15th April 2016 <<https://hal.archives-ouvertes.fr/hal-00786305>>.

7. Kim Y.B., Hwang W.G., Kee C.D., Yi H.B. Active vibration control of suspension system using an electromagnetic damper // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part D: Journal of Automobile Engineering. – 2001. – Vol. 215. – No 8. – Pp. 865–873.

8. Martino O.A. Hybrid time-frequency domain adaptive filtering algorithm for electrodynamic shaker control // Journal of Engineering and Computer Innovations. – 2011. – Vol. 2(10). – Pp. 191–205.

9. Park K., Hong E., Lee H. K. Linear motor for linear compressor // International Compressor Engineering Conference. – 2002. – Paper 1544. [Web]. 15th April 2016 <<http://docs.lib.purdue.edu/icec/1544>>.

10. Shaw J. Active vibration isolation by adaptive control // In Proc. IEEE International Conference on Control Applications (Hawaii, USA). – 1999. – Pp. 1509–1514.

11. Watada M., Fukuya Y., Ebihara D., Okada T., Takura T. Kinetic characteristics of cylindrical moving coil linear DC motor for vibrator // Electrical Machines and Drives. Seventh International Conference. – 1995. – No 412. – Pp. 359–362.

Надійшла 13.05.2016
Остаточний варіант 15.07.2016