

УДК 629

DOI: <https://doi.org/10.20535/0203-3771472024307719>П. В. Лук'янов¹, к.ф.-м.н., с.н.с., К. С. Павлова², PhD студентка

НЕЛІНІЙНА ДИНАМІКА В МОДЕЛІ СИСТЕМИ ПЕРВИННОГО КОНТРОЛЮ ПОЛЬОТОМ

Ua

У роботі вдосконалено математичну модель, що описує процес керування закрилками малих літаків. На підставі аналізу наявних робіт доведено фізичну необґрунтованість спрощення моделі процесу первинного контролю польотом літака. Зазначено неправомірне спрощення при опису кінематики руху системи шток-закрилок. Використовується сучасний підхід (модель тертя Штрибека) щодо моделювання тертя в електромеханічному приводі. Наведені результати числових розрахунків руху системи шток-закрилок підтверджують нелінійний характер динаміки системи «шток - закрилок».

En

In this paper, a mathematical model describing the flap control process of small aircraft is improved. On the basis of the analysis of existing works, the physical groundlessness of the simplification of the model of the process of primary flight control of the aircraft has been proven. An improper simplification was noted when describing the kinematics of the rod-valve system movement. The paper uses a modern approach (Stribek's friction model) to model friction in an electromechanical actuator. The given results of numerical calculations of the movement of the rod-valve system confirm the nonlinear nature of the dynamics of the "rod-valve" system.

Вступ

Розвиток авіації пов'язаний із збільшенням швидкості літака. Як наслідок, швидкодія та точність управління системою первинного контролю польоту також збільшується. Незважаючи на значний прогрес у розвитку комп'ютерної техніки, зазначені характеристики (швидкість та точність управління) знаходяться у прямій залежності від математичних моделей, які використовуються для опису зазначеного процесу.

Попередні кілька десятиліть охарактеризувалися в авіації поступовим переходом від механічних до електромеханічних систем управління [1, 2]. В даний час, поряд із гідравлічними, в авіації використовуються також електрогідростатичні та електромеханічні приводи. У роботах [3, 4] наведено математичні моделі цих приводів. Ретельний фізичний та математичний аналіз цих моделей дозволив виявити їхні слабкі місця (недоліки). У роботі розглядається електромеханічний привід та його використання у системі управління закрилками (первинне керування польотом). Йти-

¹ Національний авіаційний університет

² Національний авіаційний університет

меться про недоліки моделі, що описує функціонування системи електромеханічний привід – закрилки. Таким недоліком є невиправдана лінеаризація математичної моделі та, як наслідок, втрата точності управління [5]. Іншим спрощенням є лінеаризація кінематики та, як наслідок, динаміки руху закрилок [3, 4].

Нарешті, третім слабким місцем є використання для опису функціонування електромеханічного приводу моделі тертя Штрібека, яка, як показали дослідження, трактується по-різному (неоднозначно): функціональна залежність коефіцієнта тертя від безрозмірного параметра (числа Херсі) апроксимується різними авторами по-різному. Причина такого розмаїття пояснюється складністю кількісних вимірів у широкому діапазоні зміни числа Херсі [6], і це призвело до ситуації, коли у більшості джерел крива Штрібека дається без вказівок на кількісні співвідношення. Тому не дивно, що у сучасних моделях електромеханічного приводу тертя описується формальною вказівкою на його характер (тертя Штрібека).

Оскільки мала авіація, а також особливо безпілотна мала авіація, має неабияке значення у сучасному житті, тому дослідження щодо вдосконалення систем первинного контролю літака є актуальними.

Робота [6] присвячена законам тертя мастила у горизонтальних опорних підшипниках. Як вказує Херсі, занадто короткі підшипники схильні до абразії (механічних пошкоджень) внаслідок тертя. З іншого боку, надто довгі підшипники спричиняють непотрібну дисипацію енергії. На статтю Херсі вказано у роботі [7], де коефіцієнт тертя розглядається як функція числа Херсі

$$\mu = \mu \left(\frac{\eta N}{P} \right),$$

де у дужках безрозмірна комбінація (добуток динамічної в'язкості η на частоту N , що ділиться на тиск P). Робота [7], зокрема, вказує на технічні складності отримання явної залежності коефіцієнта тертя від числа Херсі протягом майже ста років – до середини 2000-х. Модель тертя, що використовується у сучасних дослідженнях – це модель Штрібека [8, 9], яка дозволяє враховувати широкий діапазон робочих умов.

Позитивна сторона моделі Штрібека, тобто її широкий діапазон використання, обумовила складність її кількісного опису: однозначного універсального закону у вигляді аналітичної функції поки ще не існує. У доступних джерелах можна знайти два схожих закони:

$$F = \sqrt{2e} (F_{br} - F_C) \exp\left(-\left(V / V_{St}\right)^2\right) \frac{V}{V_{St}} + F_C \tanh(V / V_C) + fV, \quad (1)$$

$$F_{p,s} = F_C \left[(F_{br} - F_C) \cdot \exp\left(-V_{piston} / V_L\right) + k_V |V_{piston}| \right]. \quad (2)$$

У формулах (1) – (2) F_{br} , F_C – сили тертя спокою та кулонівське тертя;

V , V_{St} , V_{piston} , V_L – відповідні швидкості; f , k_v – емпіричні коефіцієнти.

Оскільки будь-яка математична модель так чи інакше використовує конкретні параметри, то у зв'язку з цим представляє інтерес робота [10].

Огляд електромеханічних приводів слід почати із оглядової роботи [5], у якій розглянуто всебічні аспекти електричних систем літальних апаратів. Центральною роботою, цитованою у [5], та використаною у даній роботі є стаття [8], в якій розглянуто взаємозв'язок електрогідростатичного та електромеханічного приводу із поверхнею управління (закрилки - передкрилки).

Моделі, що дозволяють проводити попереднє конструювання електромеханічних приводів, розглянуті в [11]. У зв'язку із щойно наведеною роботою, важливе значення щодо спокійним до відмови управлінням для систем первинного контролю польотом має [12].

Нарешті, огляд робіт завершимо тематикою керування. Система керування передкрилками та закрилками розглянута у роботах [13 – 14]. Так у [13] йдеться про створення адекватної динамічної моделі, тоді як спрощеній моделі присвячена робота [14]. Крім контрольних поверхонь, електропривод також використовується у кермовому управлінні. Питанням конструювання контролерів на електрогідравлічних приводах присвячена робота [15]. Аналітичний підхід до керування системою лінійного гідравлічного приводу розглянуто у [16].

Постановка задачі

Метою дослідження даної роботи є виявлення важливості нелінійності у кінематиці моделі системи первинного контролю польотом.

Нелінійна динаміка взаємопов'язаного руху штока електромеханічного приводу та закрилки

Детальне дослідження існуючого моделювання виявило відсутність належного опису кінематичного зв'язку «зміна довжини штока – кут повороту закрилок» та врахування змінності у часі навантаження на штоку та моменту зусиль, що діє на закрилки. Розглянемо кінематику та динаміку системи «шток-закрилки». За основу візьмемо схему, наведену у роботі [10].

Система має три осі обертання у точках O_1 , O_2 та $A_{1,2}$. Тому справедливі такі співвідношення:

$$O_1O_2 = a = const; \quad A_1B_1 = A_2B_2 = const; \quad O_2B_1 = O_2B_2 = l_j = const$$

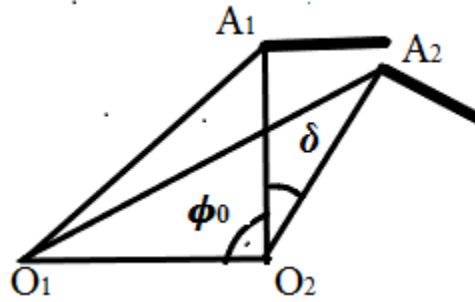


Рис. 1. Схема кінематики системи «шток ЕМП-закрилок»

$\delta(x) = \varphi_{flap}$ – кут повороту крилок від початкового положення φ_0 , O_1A_1 та O_2A_2 – довжини відстань між осями повороту O_1 та A_i , ($i = 1, 2$). Довжина O_1A_1 змінюється у часі і тому позначена невідомою x . У довільний момент часу має місце співвідношення:

$$\begin{aligned} \cos(\varphi_0 + \delta(x)) &= \left(a^2 + l_j^2 - (x_0 + x)^2 \right) / 2a \cdot l_j. \\ \cos(\pi / 2 + \delta(x)) &= -\sin(\delta(x)) = \sin(\varphi_{flap}(x)) = \\ &= \left[(x_0 + x)^2 - (a^2 + l_j^2) \right] / (2al_j) \end{aligned}$$

Момент сили навантаження на штоку відносно точки O_2 дорівнює:

$$M_j = -F_L \cdot \sin \varphi_{flap}(x) l_j = -F_L \left[(x_0 + x)^2 - (a^2 + l_j^2) \right] / 2a.$$

Другим є момент сили опору крилок M_h . Для знаходження взаємозв'язку між довжиною штоку електромотору та кутом повороту крилок, використаємо рис. 1. Нехай $\angle O_1O_2A_1 = \beta_0 = \pi / 2 \Leftrightarrow \delta(x) = 0$. Тоді у довільний момент часу маємо:

$$\delta(x) = -\beta_0 + \arccos \left(\frac{a^2 + l_j^2 - \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} - x \right)^2}{2al_j} \right). \quad (3)$$

Для подальшого нам знадобляться значення першої та другої похідних кута повороту крилок за часом. Обчисли їх. На підставі (3) маємо:

$$\frac{d\delta}{dt} = \frac{d\delta}{dx} \frac{dx}{dt} = \frac{2al_j \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} + x \right)}{\sqrt{\left(2al_j \right)^2 - \left(a^2 + l_j^2 - \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} - x \right)^2 \right)^2}} \frac{dx}{dt} = F_1(x) \frac{dx}{dt},$$

$$\frac{d^2\delta}{dt^2} = f_2 \left(x, \frac{dx}{dt}, \frac{d^2x}{dt^2} \right) = F_1(x) \frac{d^2x}{dt^2} + F_2(x) \left(\frac{dx}{dt} \right)^2,$$

$$F_2(x) = \left(1 - \left(\left(a^2 + l_j^2 - \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} - x \right)^2 \right) / 2al_j \right)^2 \right)^{-0,5} - \frac{1}{2} \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} - x \right)^2 \times$$

$$\times \left(a^2 + l_j^2 - \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} - x \right)^2 \right)^2 2al_j \left(\sqrt{\left(2al_j \right)^2 - \left(a^2 + l_j^2 - \left(\sqrt{a^2 + l_j^2} - x \right)^2 \right)^2} \right)^{-3}$$

Повна система рівнянь, що описує модель ЕМП – закрилок

Застосуємо до закрилок закон зміни кінетичного моменту. Для обертання навколо осі у точці O_2 цей закон спрощується до одного скалярного рівняння

$$J \frac{d^2\delta}{dt^2} = \sum_i M_i^e,$$

де M_i^e – сума моментів зовнішніх сил, що діють на закрилок. Із наведеного рівняння отримуємо наступне:

$$f_2 \left(x, \frac{dx}{dt}, \frac{d^2x}{dt^2} \right) J = M_h(t) - F_L(t) l_j \sqrt{1 - \left(\left(x^2 + l_j^2 - a^2 \right) / 2l_j x \right)^2}. \quad (4)$$

Рівняння (4) – нелінійне і розв'язується лише чисельно. Якщо позначити хід штока електроприводу як $x = x_{ema}$, то відповідне рівняння має вигляд [9]

$$m_{ema} \frac{d^2 x_{ema}}{dt^2} = c_{BS} (x_{ema} - l_{hs} \varphi_G) + d_{BS} \left(\frac{dx_{ema}}{dt} - l_{hs} \frac{d\varphi_G}{dt} \right) - F_{fr,bs} + F_L(t).$$

У щойно наведеному рівнянні $F_{fr,bs}$ – сила тертя Штрібека (1 – 2). Якщо виключити невідоме навантаження із попередніх рівнянь, то отримаємо:

$$\left[J_{Flap} F_1(x) + l_j m_{ema} \sin(\varphi_{Flap}) \right] \frac{d^2 x_{ema}}{dt^2} = -J_{Flap} F_2(x) \left(\frac{dx}{dt} \right)^2 + \sin(\varphi_{Flap}) \times$$

$$+ l_j \left[F_{BS} (x_{ema} - l_{hs} \varphi_G) + d_{BS} \left(\frac{dx_{ema}}{dt} - l_{hs} \frac{d\varphi_G}{dt} \right) + F_{fr,BS} \right] - \frac{W d L_{Flap}^2}{2} V_0^2 \sin^2 \varphi_{Flap}$$

Навантаження на штоку ЕМП $F_L(t)$ та кут повороту закрилок отримуються із наведених вище співвідношень. Модель ЕМП містить ще чотири рівняння, що описують внутрішню фізику електромеханічної природи [9]: мотор без щіток, що працює на постійному струмі, і трансмісійну кінематику, що складається із передавальної коробки і приводу у вигляді сферичного гвинта. Для опису динаміки двигуна струм і напруга перетворюються із трифазної системи на пряму (*direct*) і квадратичну (*quadratic*) осі (d - q координати) за допомогою перетворення Парку [4].

Струми у моторі описуються такими диференціальними рівняннями:

$$\frac{dI_d}{dt} = \frac{1}{L_d} (U_d - RI_d + \omega_{el} L_q I_q), \quad \frac{dI_q}{dt} = \frac{1}{L_q} \left[U_q - RI_q - \omega_{el} (\Psi_{PM} + L_q I_q) \right],$$

де $I_{d,q}$, $L_{d,q}$ і $U_{d,q}$ – струм, індуктивність і напруга вздовж d або q осі відповідно; R – електричний опір двигуна, ω_{el} – кутова швидкість фізичного поля, що обертається, Ψ_{PM} – магнітний потік постійного магніту. У разі кількості пар полюсів Z_p кутова швидкість механічного двигуна є

$$\omega_{el} = Z_p \omega_{mot}$$

Момент, що створюється електричним струмом, дорівнює

$$M_{el} = \frac{3Z_p}{2} \left[(L_d - L_q) \cdot I_d \cdot I_q + \Psi_{PM} \cdot I_q \right].$$

У такому разі, рівняння для положення φ_M мотору (двигуна) є [9]

$$J_{mot} \frac{d^2 \varphi_{mot}}{dt^2} = M_{el} - M_{fr,mot} - M_{L,mot},$$

де J_{mot} – момент інерції мотору, $M_{L,mot}$ – зовнішнє навантаження, що діє на вал мотору, і $M_{fr,mot}$ – момент сили тертя, який залежить від швидкості (тертя Штрібека).

Всі частини редукційної передачі, що обертаються, з'єднання валу з мотором і сферичним гвинтом представлені наступними рівняннями обертального руху [9]

$$J_{tot} \frac{d^2 \varphi_G}{dt^2} = -M_{L,mot} - M_{fr,rot} + M_L,$$

$$M_{L,rot} = C_{rot} (\varphi_G - \varphi_{mot}) + d_{rot} \left(\frac{d\varphi_G}{dt} - \frac{d\varphi_{mot}}{dt} \right),$$

де J_{rot} , C_{rot} , d_{rot} – момент інерції, жорсткість і демпфування валу мотора і передач, які приведені до однієї маси. позначено Штрібеківське тертя, до якої входять тертя спокою, кулонівське тертя та в'язке тертя. M_L – навантаження, що діє на частини, що обертаються.

Поступальний рух сферичного гвинта описується подібно до частин, що обертаються [9]

$$m_{ema} \frac{d^2 x_{ema}}{dt^2} = -F_G - F_{fr,bs} + F_{ema},$$

$$F_G = C_{bs} (x_{ema} - x_G) + d_{bs} \left(\frac{dx_{ema}}{dt} - \frac{dx_G}{dt} \right),$$

де F_G – навантаження (сила) між гайкою та сферичним гвинтом,

C_{bs} і d_{bs} – коефіцієнти жорсткості та демпфування гвинтового механізму,

$F_{fr,bs}$ – сила тертя між валом гвинта та гайкою відповідно.

У трансмісійну модель також включено залежний від напрямку ккд η_{ema} , який представляє ефективність коробки передач та сферичного гвинта. Нарешті, перехід між обертальним та поступальним рухами пов'язаний співвідношеннями [9]

$$F_G = M_L \cdot i_{ema} \cdot \eta_{ema}, \quad \varphi'_G = x_G \cdot i_{ema} \cdot \eta_{ema}.$$

Вважається, що ЕМП контролюється швидкістю за допомогою контролеру каскадного типу з контрольним контуром вхідного струму та контуром контролю вихідної швидкості, обидва реалізовані за допомогою PI -контролерів. Вихідне значення на контролері швидкості обмежено максимальним квадратичним струмом мотору. Вихідне значення на контролері струму обмежено максимальним квадратичним вольтажем (напругою).

Безрозмірні рівняння: робоча модель та результати обчислень

Перейдемо від розмірних до безрозмірних рівнянь. Почнемо із рівняння для кута повороту закрилок. Введемо такі масштаби:

$[\varphi_F] = \varphi_{F_{max}}$ – максимальний кут повороту закрилок,

$[F_L] = F_{L_{max}}$ – максимальне зусилля на штоку електромеханічного приводу,

$[t] = T_0$ – масштаб часу опускання – підйому закрилок. « \rightarrow » позначатимемо

безрозмірні величини. Згідно із наведеними даними, отримуємо:

$$\frac{d^2 \bar{\varphi}_F}{d\bar{t}^2} = A(t) \sin^2 \bar{\varphi}_F + B(t) \sin \bar{\varphi}_F,$$

$$A(t) = \frac{1}{J_F} \frac{W_d L_F^2}{4} \rho(t) V_a^2(t) [T_0^2], \quad B(t) = -\frac{F_L(t) l_j}{J_F} [T_0^2]. \quad (5)$$

Як видно із співвідношень (5), зміна у часі кута повороту закрилок залежить від навантаження на штоку $B(t)$, швидкості літака разом із висотою, на якій він летить – $A(t)$.

Наступним є безрозмірне рівняння для переміщення штока ЕМП у вигляді, зручному для математичного аналізу:

$$\frac{d^2 \bar{x}_{ema}}{d\bar{t}^2} = \frac{A_1}{A_0} \left(\frac{d\bar{x}_{ema}}{d\bar{t}} \right)^2 + \frac{A_2}{A_0} \frac{d\bar{x}_{ema}}{d\bar{t}} + \frac{A_3}{A_0} \bar{x}_{ema} + \frac{A_4}{A_0} \frac{d\bar{\varphi}_G}{d\bar{t}} + \frac{A_5}{A_0} \bar{\varphi}_G + \frac{A_6}{A_0} \bar{F}_{fr,bs} + \frac{A_7}{A_0} \sin^2 \varphi_{Flap}.$$

У наведеному рівнянні масштаб змінної t залишається тим самим, а решта масштабів виглядають так:

$$[x_{ema}] = x_{\max}, \quad [\varphi_G] = \varphi_{G\max}, \quad [f_{fr,bs}] = f_{fr,\max}.$$

При цьому використані такі позначення:

$$\begin{aligned} A_0 &= -J_{Flap} F_1(x) + l_j m_{ema} \sin \varphi_{Flap}, & A_1 &= -J_{Flap} F_2(x_{ema}), \\ A_2 &= l_j d_{BS} \sin(\varphi_{Flap}), & A_3 &= l_j F_{BS} \sin(\varphi_{Flap}), \\ A_4 &= -d_{BS} l_{hs} l_j \sin(\varphi_{Flap}), & A_5 &= -l_j l_{hs} \sin(\varphi_{Flap}), \\ A_6 &= -l_j \sin(\varphi_{Flap}), & A_7 &= -\frac{W_2}{2} l_{Flap}^2 V_0^2 \sin^2(\varphi_{Flap}). \end{aligned}$$

Далі, обезрозмірюємо рівняння для прямого та квадратичного струмів

$$\frac{d\bar{I}_d}{d\bar{t}} = E_1 + E_2 \bar{I}_d + E_3 \frac{d\bar{\varphi}_{mot}}{d\bar{t}} \bar{I}_q, \quad (6)$$

$$\frac{d\bar{I}_q}{d\bar{t}} = F_1 + F_2 \bar{I}_q + F_3 \frac{d\bar{\varphi}_{mot}}{d\bar{t}} + F_4 \bar{I}_d \frac{d\bar{\varphi}_{mot}}{d\bar{t}}. \quad (7)$$

Безрозмірні параметри у (6), (7) визначаються такими співвідношеннями

$$E_1 = \frac{U_d}{L_d} \frac{T_0}{I_{d\max}}, \quad E_2 = \frac{R}{L_d} T_0, \quad E_3 = \varphi_{mot\max} \frac{L_q}{L_d} \frac{I_{q\max}}{I_{d\max}};$$

$$F_1 = \frac{U_q}{L_q} \frac{T_0}{I_{q\max}}, \quad F_2 = \frac{R}{L_q} \frac{T_0}{I_{q\max}},$$

$$F_3 = \frac{\Psi_{PM}}{L_q} \frac{1}{I_{q\max}}, \quad F_4 = \frac{L_d}{L_q} \frac{I_{d\max}}{I_{\max}} \varphi_{mot\max}.$$

Залишилося перетворити ще два рівняння – для кутів повороту електродвигателя та передачі [9]. Вони мають відповідно вигляд:

$$\frac{d^2\bar{\varphi}_{mot}}{d\bar{t}^2} = G_1\bar{I}_d\bar{I}_q + G_2\bar{I}_q + G_3\bar{M}_{fr,mot} + G_4\bar{M}_{L,mot},$$

$$\frac{d^2\bar{\varphi}_G}{d\bar{t}^2} = H_1(\bar{\varphi}_G - \bar{\varphi}_{mot}) + H_2\left(\frac{d\bar{\varphi}_G}{dt} - \frac{d\bar{\varphi}_{mot}}{dt}\right) + H_3\bar{M}_{fr,mot} + H_4\bar{M}_L,$$

безрозмірні параметри, в яких визначаються такими співвідношеннями

$$G_1 = \frac{3}{2} Z_p \frac{(L_d - L_q) I_{d\max} I_{q\max} T_0^2}{J_{mot} \varphi_{mot\max}}, \quad G_2 = \frac{3}{2} Z_p \frac{\Psi_{PM} I_{q\max} T_0^2}{J_{mot} \varphi_{mot\max}},$$

$$G_3 = \frac{M_{fr\max} T_0^2}{J_{mot} \varphi_{mot\max}}, \quad G_4 = \frac{M_{L\max} T_0^2}{J_{mot} \varphi_{mot\max}}.$$

$$H_1 = -\frac{C_{rot} T_0^2}{J_{tot} \varphi_{G\max}}, \quad H_2 = -\frac{d_{rot} T_0^2}{J_{tot} \varphi_{G\max}},$$

$$H_3 = \frac{M_{fr,rot\max} T_0^2}{J_{tot} \varphi_{G\max}}, \quad H_4 = \frac{M_{L\max} T_0^2}{J_{tot} \varphi_{G\max}}.$$

На рис. 2 наведені типові залежності у часі зміни довжини ходу штоку ЕМП *a*) та кута повороту закрилку *б*). Порівняння графіків свідчить про нелінійну залежність $\varphi = \varphi(x(t))$. Крім того, якщо порівняти закон руху $x(t)$ із наявними результатами з інших джерел (див. роботи), то стане очевидно: по-перше. Якісний характер кривої на рис. 2, *a*) співпадає із існуючими і, по-друге, графік цієї кривої має більш плавний вигляд, ніж ті, на які щойно посилялося.

Висновки

У роботі вдосконалено математичну модель, що описує систему «ЕМП – закрилло». Показана необхідність врахуванням нелінійності під час опису кінематики руху системи «шток ЕМП – закрилло». Закони руху штока ЕМП та закрилло є різними математичними функціями. У представленій у роботі В математичну моделі додане рівняння для сили навантаження на шток ЕМП, що дає можливість автоматично стежити та визначати у кожний момент часу навантаження на шток ЕМП, яке необхідно створювати для керування закрилками.

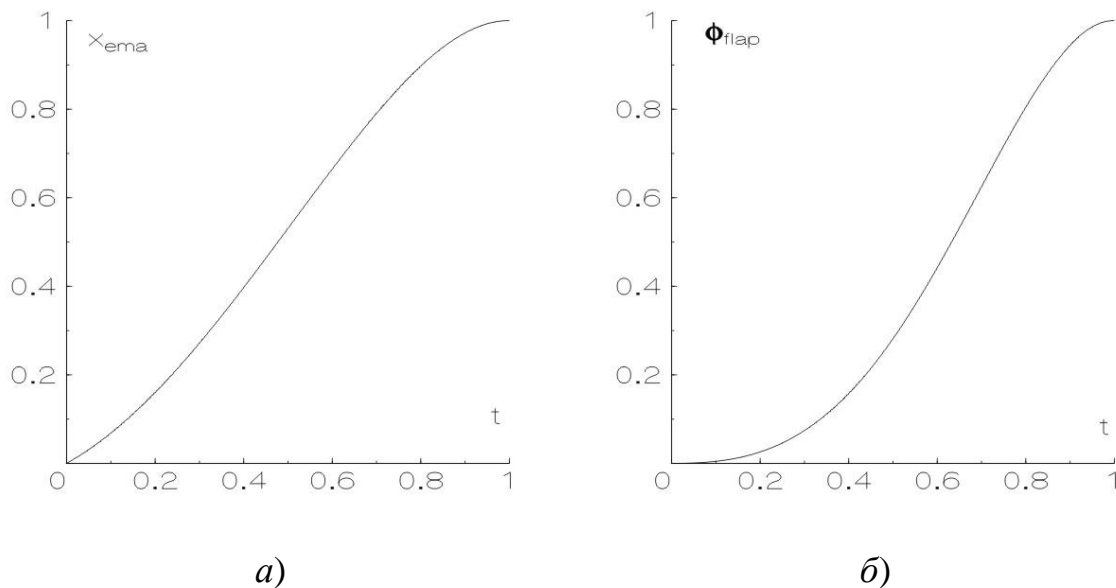


Рис. 2. Моделі тимчасові залежності: *a)* – ходу штока електромеханічного приводу; *б)* – кута повороту закрилок

Список використаної літератури

1. Ломакин В. Математическое моделирование электрогидравлического следящего привода высокоточного регулирования вращательного движения. / В. Ломакин, И. Шумилов, Т. Щербаков. //Изв. выс. учеб. зав., №10. – 2011. – с. 38-45.
2. Shang Y. Study of Friction Torque Loading with an Electro-hydraulic Load Simulator. / Y. Shang, Z. Jiao, X. Wang, S. Zhao // Chinese Journal of Aeronautics, No. 6. – 2009. – pp. 691—699.
3. Пionткєві О. Підвищення ефективності багаторежимного гідроприводу фронтального навантажувача // К. НТТУ «КПІ» – 2019. – 249 с.
4. Olsson O. Friction Models and Friction Compensation / O. Olsson, K. Astrom, de Wit C. Canudas, M. Gafvert, P. Lischinsky. // European Journal of Control, Volume 4, Issue 3. – 1998. – pp. 176–195.
5. Qiao G. A review of electromechanical actuators for More/All Electric aircraft systems. / G. Qiao, G. Liu, Shi Zhenghong, Y. Wang, S. Ma, T. Lim. // Journal of Mechanical Engineering Science, vol. 232 (22). – 2018. – pp. 4128-4154.
6. Hersy M. The laws of lubrication of horizontal bearings. / M. Hersy // Journal of Washington Academy of Sciences. Vol. 4 No. 19. – 1914. – pp. 542 – 552.
7. He T. Experimental and Numerical Investigations of the Stribeck Curves for Lubricated Counterformal Contacts. / T. He, D. Zhu, J. Wang, Q. Wang. // Journal of Tribology. Vol. 139. – 2017. – pp. 021505-1—021505-13.

8. *Iurian, C., Ikhouane, F., Rodellar, J., Grino, R.* Identification of system with dry friction. Universitat Politecnica De Catalunya. Institute d'Organitzacio I Control de Sistemas Industrials. (46 pages report).
9. *Cochoy O.* Concepts for position and load control for hybrid actuation in primary flight controls. / O. Cochoy, S. Hanke, U. Carl. // *Aerospace Science and Technology*, No. 11. – 2007.—pp. 194-201.
10. *Chakraborty I., Jackson D., Trawick D.* Development of a Sizing and Analysis Tool for Electrohydrostatic and Electromechanical Actuators for the More Electric Aircraft // *Aviation Technology, Integration, and Operation Conference*. Los Angeles, CA. AIAA 4282. August 13-14, 2013.
11. *Budinger M.* Estimation models for the preliminary design of electromechanical actuators. / M. Budinger, J. Liscouet, F. Hospital, and J. Mare. // *Proc. IMechE Vol. 236 Part G: J. Aerospace Engineering*. – 2012. – pp. 243—259.
12. *Arriola, D., Thielecke, F.* // Design of Fault-Tolerant Control Functions for a Primary Flight Control System with Electromechanical Actuators. IEEE AUTOTESTCON conference. – 2015 –. DOI: [10.1109/AUTEST.2015.7356523](https://doi.org/10.1109/AUTEST.2015.7356523).
13. *Доценко В.* О создании адекватной динамической модели системы управления предкрылками и закрылками. / В. Доценко, Ю. Ковеза, И. Лихошерст. // *Авиационно-космическая техника и технология*, № 3 (120). – 2015. – с. 10–15.
14. *Доценко В.* Упрощенная модель системы управления закрылками и предкрылками. / В. Доценко, Ю. Ковеза, И. Лихошерст. // *Авиационно-космическая техника и технология*. № 4(121). – 2015. – с. 5–9.
15. *Linyan S., Ali Y., Ashraf M., Mumtaz M., Baig W.* (2017). Fixed structured H_{∞} Controller Design for Aircraft Control Surface driven by Power Wire Hydraulic Actuator // *Proceedings of 14th International Bhurban Conference on Applied Sciences & Technology (IBCAST)*. Islamabad, Pakistan, 10-14 January, 2017. pp. 259–264.
16. *Ali H.* (2023). Analytical position control system of a linear hydraulic actuator used in aircraft applications. / H. Ali, F. Al-Bakri, S. Khafaji. // *International Journal of Mechatronics and Applied Mechanics*, Issue 13. – 2023. – pp. 209–218.