

В. И. Краснощеченко, канд. техн. наук, доц., kviip@yandex.ru,
Калужский филиал МГТУ им. Н. Э. Баумана

Синтез простого робастного регулятора для финитного управления гибким однозвенным манипулятором

Рассматривается задача перевода гибкого однозвенного манипулятора из одного состояния покоя в другое за заданное время. В работе проводится подробный анализ объекта управления и предлагается использовать входное задающее воздействие особого вида с низкочастотным спектром, обеспечивающее практическое отсутствие вибраций схвата, плавность и точность перехода во всем диапазоне нагрузок схвата. При этом используется простой регулятор первого порядка с сигналом обратной связи только по углу привода. Приводятся результаты моделирования.

Ключевые слова: гибкий манипулятор, синтез регулятора, робастность, метод разделения переменных

Введение

Современные промышленные роботы-манипуляторы проектируются на основе использования достаточно жестких звеньев, что позволяет пренебречь деформациями при рабочих операциях. Применение роботов с облегченными гибкими звеньями имеет ряд преимуществ: увеличенная нагрузочная способность; увеличенная скорость перемещения; повышенная безопасность; уменьшение потребления энергии; увеличение рабочего пространства с использованием удлинённых звеньев; снижение стоимости.

Однако гибкость звеньев создает ряд проблем, из которых следует выделить две основные:

1) высокий (теоретически бесконечный, так как гибкий манипулятор описывается уравнениями в частных производных) порядок системы;

2) между схватом (концом звена) и приложенным моментом привода на другом конце звена имеет место неминимально фазовая динамика, что является серьезным препятствием для достижения как высокого качества, так и робастности по отношению к переменной нагрузке схвата. Неминимально фазовая динамика проявляется в том, что имеет место несогласованность в общем случае движений привода и схвата (в западной литературе этот эффект получил название "noncollocated", когда датчик устанавливается на схвате, а управление подается на привод).

Если решение первой проблемы заключается в конечной аппроксимации уравнения в частных производных системой обыкновенных дифференциальных линейных уравнений, учитывающих наиболее значимые гибкие моды манипулятора, то решение второй сводится к минимальному проявлению или, лучше, полному исключению неминимальной фазовости.

Рассмотрим задачу перевода гибкого однозвенного манипулятора (ГОЗМ) из одного состояния

покоя в другое за заданное время. Здесь используются различные подходы: 1) формирование необходимого входного воздействия [1, 2]; 2) синтез регулятора с использованием обратной задачи динамики [3–5]; 3) снижение уровня резонансных частот гибкого манипулятора за счет регулирования изгибающего момента звена в заделке ступицы привода [6]; 4) методы робастного управления [7].

Первый подход состоит в сочетании входного задающего воздействия (в основном ступенчатого вида) с импульсами, формируемыми в определенные моменты времени для подавления возбуждаемых гибких частотных мод. Данный метод используется как для одной, так и для нескольких мод, но сложность его реализации растет с увеличением числа учитываемых мод. Он также вводит некоторую транспортную задержку в практической реализации.

Второй метод решает обычную обратную задачу динамики, где выбирается гладкая желаемая траектория перехода схвата, а затем вход-выходным обращением определяется желаемое входное воздействие в частотной или временной области. Однако результирующий вход (момент на выходе привода) иногда бывает физически не реализуемым. В статье [4] предлагается решить эту проблему выбором вспомогательного выхода с максимальной относительной степенью, которая обеспечит воздействие только на самую высокую производную выхода. В этом случае передаточная функция между входом ГОЗМ (выходной момент привода) и вспомогательным выходом не будет иметь нулей (отсутствует неминимальная фазовость), что позволяет, по мнению авторов, получить хорошее качество терминального управления при повороте манипулятора на заданный угол. Экспериментальные результаты по данному алгоритму представлены в работе [5], где для учета изменения массы нагрузки при движении ГОЗМ по желаемой траектории авторы предлагают

использовать ПД регулятор. Однако заметим, что перевод манипулятора на любой иной, отличный от ранее рассчитанного, угол требует нахождения новой передаточной функции, так как ее коэффициенты зависят от времени и требуемого конечного угла перевода ГОЗМ. Кроме того, необходимы два датчика: энкодер на привод и акселерометр на схват.

В работе [6] авторы предлагают использовать двухконтурное управление ГОЗМ. Внутренний контур имеет регулятор, который включает ПД регулятор и добавку, компенсирующую изгибающий момент звена в заделке привода. Данный контур предназначен для робастного управления манипулятором по отношению к моменту сухого трения привода. Внешний контур содержит регулятор, обеспечивающий робастность по отношению к возбуждаемым гибким модам манипулятора. Система управления имеет два датчика: энкодер для измерения угла поворота привода и мостовую схему из тензодатчиков для измерения изгибающего момента в месте крепления звена манипулятора к ступице привода.

В монографии [7] представлен алгоритм синтеза робастного μ -регулятора для гибкого манипулятора с интервально неопределенными массой нагрузки и коэффициентами демпфирования привода и гибкого звена. Спроектированный регулятор имеет двадцать восьмой порядок. В системе управления установлены два датчика: энкодер на приводе и акселерометр на схвате.

В данной статье используется первый подход, но с необходимой модификацией. Здесь:

- формируется желаемое входное воздействие в низкочастотной области, до первой гибкой моды;
- синтезируется простой регулятор *первого* порядка с обратной связью только по углу привода, что обеспечивает перевод ГОЗМ из исходного нулевого углового положения в любое другое угловое положение $\theta(t_1) \in [\theta_{\min}, \theta_{\max}]$ за заданное, но учитывающее динамические характеристики ГОЗМ, время, при *любой* нагрузке $m_L \in [0, m_L^{\max}]$ и с хорошим качеством.

Постановка задачи

Рассмотрим схематическое изображение движения ГОЗМ (объекта управления) в горизонтальной плоскости (рис. 1), где XOY — неподвижная система координат (СК);

xOy — локальная (подвижная) СК (ось Ox является касательной к деформируемому ГОЗМ в месте его крепления к приводе; является осью вращения абсолютно жесткого недеформируемого звена);

J_0 — момент инерции привода ГОЗМ $[\text{кг} \cdot \text{м}^2]$;

m_L — точечная масса нагрузки схвата (т. е. считаем момент инерции нагрузки нулевым) $[\text{кг}]$;

$\theta(t) = \theta_c(t)$ — текущий угол поворота ГОЗМ как абсолютно жесткого тела, угол поворота привода $[\text{рад}]$;

$\theta_c(t)$ — текущий угол поворота схвата с нагрузкой $[\text{рад}]$;

$w(x, t)$ — гибкое отклонение ГОЗМ от оси Ox в текущей точке x манипулятора $x \in [0, L]$, перпендикулярное к данной оси $[\text{м}]$;

L — длина манипулятора $[\text{м}]$;

ρ — погонная (линейная) массовая плотность ГОЗМ $[\text{кг/м}]$;

I — момент инерции поперечного сечения звена манипулятора $[\text{м}^4]$;

E — модуль упругости Юнга для материала звена $[\text{Н/м}^2]$.

Предположения:

- прямоугольное сечение звена манипулятора имеет высоту h , значительно превышающую ее ширину b , $h \gg b$ (рис. 2);
- вертикальные деформации при повороте ГОЗМ в горизонтальной плоскости отсутствуют (абсолютная вертикальная жесткость);
- длина звена манипулятора значительно превышает высоту его поперечного сечения, $L \gg h$.

Конкретные значения параметров рассматриваемого ГОЗМ:

- материал: алюминий;
- длина $L = 1$ м;
- высота $h = 0,05$ м;
- ширина $b = 0,0055$ м;
- модуль Юнга $E = 6,9 \cdot 10^{10}$ Н/м²;
- погонная (линейная) массовая плотность $\rho = 0,743$ кг/м;
- момент инерции привода (двигатель и редуктор) $J_0 = 0,1$ кг $\cdot$ м²;

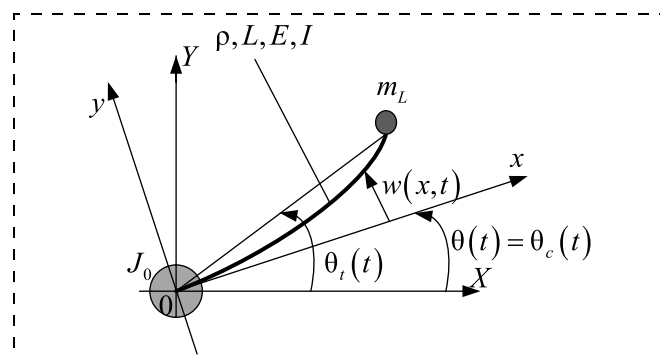


Рис. 1. Схематическое изображение движения ГОЗМ в горизонтальной плоскости

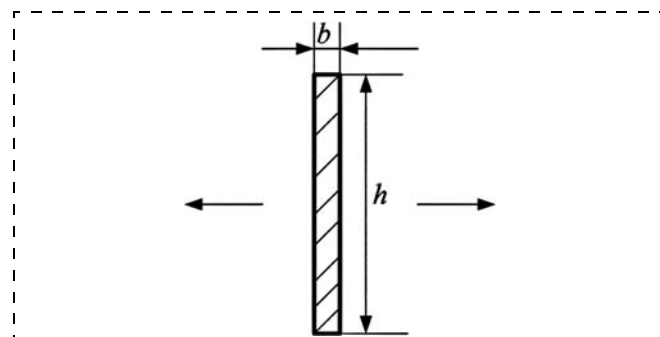


Рис. 2. Поперечное сечение звена манипулятора

- момент инерции поперечного сечения звена

$$I = \frac{hb^3}{12} = 0,693 \cdot 10^{-9} \text{ м}^4;$$

- нагрузка $m_L \in [0; 0,5]$ кг.

Требуется синтезировать робастный регулятор, обеспечивающий перевод ГОЗМ из исходного нулевого углового положения в любое другое угловое положение $\theta(t_1) \in [9^\circ, 180^\circ]$ при *любой* нагрузке $m_L \in [0; 0,5]$ кг со следующими показателями качества: а) время перевода не более 3 с; б) перерегулирование не более 10 %.

Математическая модель свободного углового движения ГОЗМ

Исследования по применению гибких манипуляторов с применением соответствующих математических моделей ведутся уже давно и, тем не менее, до сих пор для одних и тех же исходных по строению гибкого манипулятора данных имеются различные математические модели, отличающиеся по граничным условиям (особенно это касается заделки звена (балки) на ступице привода) и совпадающие только по описанию движения упругой балки уравнением Эйлера—Бернулли. Это можно проследить по работам [1—7]. Автором на основе принципа наименьшего действия Гамильтона получена математическая модель [8], которая совпадает с моделью, представленной без вывода в монографии [7] в разделе "Robust Control of a Flexible-Link Manipulator", и описывается уравнением Эйлера—Бернулли

$$\rho \ddot{w}(x, t) + EI w''''(x, t) = 0 \quad (1)$$

со следующими граничными условиями:

- наличие перерезывающей силы на правом конце от действия сил инерции нагрузки:

$$m_L \ddot{w}(L, t) - EI w'''(L, t) = 0; \quad (2)$$

- свободный правый конец (нет изгибающего момента, момент инерции нагрузки равен нулю)

$$w''(L, t) = 0; \quad (3)$$

- жесткая заделка на левом конце [9]:

$$w(0, t) = 0; \quad (4)$$

$$w'(0, t) = 0. \quad (5)$$

Используя метод Фурье (метод разделения переменных) решения уравнения (2) в виде бесконечного ряда

$$w(x, t) = \sum_{i=0}^{\infty} \phi_i(x) q_i(t), \quad (6)$$

где $\phi_i(x)$ — собственные функции (гибкие моды), $q_i(t)$ — обобщенные координаты, а также условия ортогональности

$$\int_0^L \rho \phi_i(x) \phi_j(x) dx + m_L \phi_i(L) \phi_j(L) = \delta_{ij}; \quad \delta_{ij} = \begin{cases} 1, & i = j, \\ 0, & i \neq j, \end{cases} \quad (7)$$

получаем уравнение

$$(\cos(\beta L) \text{sh}(\beta L) - \sin(\beta L) \text{ch}(\beta L)) m_L \beta + (\cos(\beta L) \text{ch}(\beta L) + 1) \rho = 0, \quad (8)$$

для нахождения частот β_i , $i = 1, 2, \dots$, а затем из формулы

$$\omega_i = \beta_i^2 \sqrt{\frac{EI}{\rho}}, \quad i = 1, 2, \dots \quad (9)$$

находим собственные частоты свободных колебаний ГОЗМ. В табл. 1 приведены собственные частоты первых четырех гибких мод ГОЗМ для различных нагрузок m_L , а на рис. 3 представлены первые четыре гибкие моды (собственные функции) для нагрузки $m_L = 0,5$ кг.

Из табл. 1 следует, что изменение нагрузки наибольшим образом влияет на частоту первой моды. Кроме того, видно, что частоты каждой из мод значительно отличаются друг от друга.

Рассмотрим угловое перемещение звена манипулятора под действием внешнего вращающего момента $\tau(t)$. В этом случае работа внешних обобщенных сил имеет вид

$$W = \tau \theta,$$

где $\theta = \theta_c$ — угол поворота ГОЗМ под действием момента τ , рассматриваемого как абсолютно жесткое тело (угол поворота привода манипулятора). Теперь

Таблица 1

Собственные частоты ГОЗМ
при различных значениях нагрузки схвата

m_L , кг	ω_1 , рад/с	ω_2 , рад/с	ω_3 , рад/с	ω_4 , рад/с
0	28,2	176,9	495,2	970,4
0,1	22,7	151,4	438,5	879,2
0,2	19,5	142,4	424,2	861,6
0,3	17,3	137,8	417,7	854,3
0,4	15,8	135,0	414,1	850,3
0,5	14,6	133,1	411,8	847,8

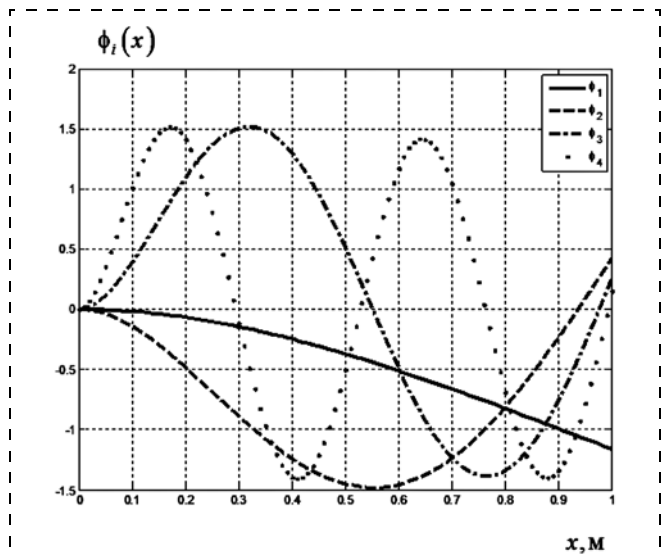


Рис. 3. Собственные функции ГОЗМ для нагрузки $m_L = 0,5$ кг

при повороте общее перемещение любой точки $x \in [0, L]$ деформированного звена манипулятора определяется из соотношения

$$y(x, t) = x\theta(t) + w(x, t).$$

Применяя тот же принцип наименьшего действия и метод Фурье, получаем уравнения движения ГОЗМ при наличии внешнего управляющего момента

$$\begin{aligned} \Sigma: J_{\Sigma} \ddot{\theta}(t) + \gamma \dot{\theta}(t) + \sum_{i=1}^{n_f} a_i \ddot{q}_i(t) &= \tau(t), \\ \ddot{q}_i(t) + 2\xi_i \omega_i \dot{q}_i(t) + \omega_i^2 q_i(t) + a_i \ddot{\theta}(t) &= 0, \\ i &= 1, 2, \dots, n_f, \end{aligned} \quad (10)$$

где

$$J_{\Sigma} = J_0 + \frac{\rho L^3}{3} + m_L L^2;$$

$$a_i = \int_0^L \rho x \phi_i(x) dx + m_L L \phi_i(L), \quad i = 1, 2, \dots, n_f, \quad (11)$$

$\infty > n_f \geq 1$ — число учитываемых форм собственных колебаний (гибких мод); γ — коэффициент вязкого трения привода, $0 \leq \xi_i < 1$, $i = 1, \dots, n_f$ — коэффициенты демпфирования гибких мод ГОЗМ.

Считаем, что измеряется только одна переменная — угол поворота привода

$$y(t) = \theta_c(t), \quad (12)$$

а регулируемой переменной является угол поворота схвата

$$\begin{aligned} z(t) = \theta_L(t) &= \\ &= \theta_c(t) + \arctg \frac{w(L, t)}{L} \approx \theta_c(t) + \frac{\sum_{i=1}^{n_f} \phi_i(L) q_i(t)}{L}. \end{aligned} \quad (13)$$

В формуле (13) учтено, что $\arctg x \approx x$ для малых деформаций $x = w(L, t)/L$.

Из выражений (10)–(13) получаем передаточные функции от управляющего момента τ к измеряемой θ_c и регулируемой θ_L переменным. Для $n_f = 2$, $\gamma = 0,028 \text{ Н} \cdot \text{м} \cdot \text{с/рад}$, $\xi_1 = 0,0001$; $\xi_2 = 0,001$ имеем:

а) нагрузка $m_L = 0 \text{ кг}$

$$\begin{aligned} W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s) &= \frac{6,076s^4 + 2,184s^3 +}{s(s^5 + 0,545s^4 + 3,380 \cdot 10^4 s^3 +} \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{+ 1,949 \cdot 10^5 s^2 + 2784s + 1,514 \cdot 10^8}{+ 6424s^2 + 5,260 \cdot 10^7 s + 4,238 \cdot 10^6}; \\ W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s) &= \frac{1,763s^4 + 0,373s^3 +}{s(s^5 + 0,545s^4 + 3,380 \cdot 10^4 s^3 +} \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{+ 3,501 \cdot 10^4 s^2 + 2784s + 1,514 \cdot 10^8}{+ 6424s^2 + 5,260 \cdot 10^7 s + 4,238 \cdot 10^6}; \end{aligned}$$

б) нагрузка $m_L = 0,5 \text{ кг}$

$$\begin{aligned} W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s) &= \frac{6,049s^4 + 1,628s^3 +}{s(s^5 + 0,463s^4 + 1,966 \cdot 10^4 s^3 +} \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{+ 1,085 \cdot 10^5 s^2 + 653,9s + 2,274 \cdot 10^7}{+ 3591s^2 + 1,927 \cdot 10^7 s + 6,367 \cdot 10^5}; \\ W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s) &= \frac{0,502s^4 + 0,091s^3 +}{s(s^5 + 0,463s^4 + 1,966 \cdot 10^4 s^3 +} \rightarrow \\ &\rightarrow \frac{+ 6184s^2 + 653,9s + 2,274 \cdot 10^7}{+ 3591s^2 + 1,927 \cdot 10^7 s + 6,367 \cdot 10^5}. \end{aligned}$$

Нули и полюса для различных значений нагрузки обеих передаточных функций приведены в табл. 2.

Из табл. 2 видно, что при наличии нагрузки $m_L > 0$ передаточная функция по регулируемой переменной $W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s)$ становится неминимально фазовой (в табл. 2 выделен столбец с правыми нулями), а по измеряемой переменной остается минимально фазовой. Отметим, что если передаточные функции по измеряемой и регулируемой переменным представлены дробно-рациональными функциями

$$W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s) = \frac{B_1(s)}{A(s)}; \quad W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s) = \frac{B_2(s)}{A(s)},$$

Таблица 2

Полюса и нули передаточных функций $W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s)$, $W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s)$ при различных нагрузках m_L схвата

$m_L, \text{ кг}$	Нули $W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s)$	Нули $W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s)$	Полюса $W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s), W_{\tau \rightarrow \theta_L}(s)$
0	$-0,18 \pm j176,9 \pm j28,2$	$-0,09 \pm j116,2 - 0,02 \pm j79,8$	$-0,18 \pm j179,4 - 0,05 \pm j40,4 - 0,08; 0$
0,1	$-0,15 \pm j151,4 \pm j22,7$	$-10,7 \pm j87,4 10,7 \pm j87,3$	$-0,16 \pm j154,4 - 0,06 \pm j36,7 - 0,06; 0$
0,2	$-0,14 \pm j142,4 \pm j19,5$	$-14,8 \pm j83,8 14,7 \pm j83,8$	$-0,15 \pm j145,5 - 0,06 \pm j34,7 - 0,05; 0$
0,3	$-0,14 \pm j137,8 \pm j17,4$	$-16,1 \pm j82,0 16,0 \pm j82,0$	$-0,15 \pm j141,0 - 0,07 \pm j33,6 - 0,04; 0$
0,4	$-0,13 \pm j135,0 \pm j15,8$	$-16,8 \pm j80,9 16,7 \pm j81,0$	$-0,15 \pm j138,3 - 0,07 \pm j32,8 - 0,04; 0$
0,5	$-0,13 \pm j133,1 \pm j14,6$	$-17,2 \pm j80,2 17,1 \pm j80,3$	$-0,14 \pm j136,5 - 0,07 \pm j32,3 - 0,03; 0$

тогда передаточная функция от угла поворота привода к углу поворота схвата имеет вид

$$W_{\theta_c \rightarrow \theta_t}(s) = \frac{B_2(s)}{B_1(s)}, \tag{14}$$

т. е. нули передаточной функции $W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s)$ становятся полюсами $W_{\theta_c \rightarrow \theta_t}(s)$.

Формулу (14) будем использовать для получения выходного регулируемого сигнала при управлении по измеряемой переменной.

Анализ динамических характеристик. Для анализа динамических характеристик ГОЗМ рассмотрим частотные характеристики каждого из каналов. На рис. 4, 5 приведены логарифмические частотные характеристики для предельных значений нагрузки.

На рис. 6 представлены логарифмические частотные характеристики для передаточной функции $W_{\theta_c \rightarrow \theta_t}(s)$ при предельных нагрузках.

Частотные характеристики объекта управления (см. рис. 4, 5) показывают, что в области очень низ-

ких частот оба канала ($W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s)$, $W_{\tau \rightarrow \theta_t}(s)$) представляют собой чистые интеграторы, а в диапазоне $\omega \in [0,1; 10]$ рад/с практически являются двойными интеграторами. Кроме того, в этом частотном диапазоне практически нет сдвига фаз по каналу $W_{\theta_c \rightarrow \theta_t}(s)$ (рис. 6, б). Однако ЛАЧХ этого канала имеет гораздо меньший частотный интервал (примерно от 0 до 5 рад/с) с коэффициентом, близким к единице (рис. 6, а).

К вопросу синтеза управляющего воздействия. Необходимость использования особого входного управляющего сигнала демонстрируют результаты моделирования выходных реакций ГОЗМ на тестовый импульсный входной сигнал при нагрузке $m_L = 0,5$ кг (рис. 7). Они показывают наличие слабодемпфированных колебаний выходных сигналов при ступенчатых изменениях входного сигнала. Поэтому основной задачей синтеза регулятора будем считать выработку управляющего воздействия, обеспечивающего максимально возможное быстрое действие и при этом не вызывающего слабодемпфированных колебаний гибких мод манипулятора.

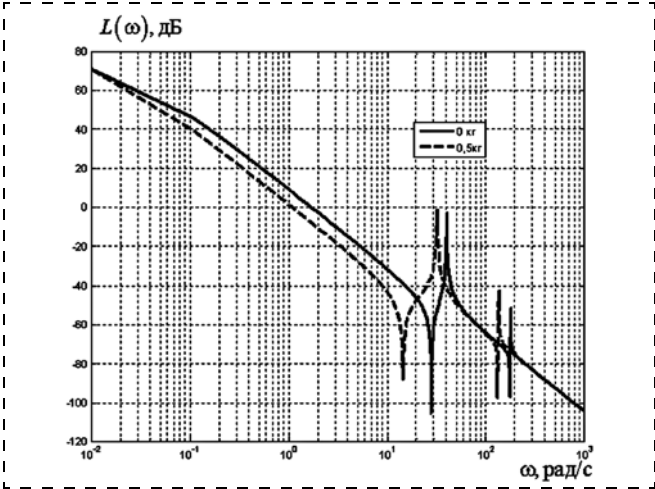


Рис. 4. Логарифмические амплитудно-частотные характеристики ГОЗМ при предельных нагрузках: канал $W_{\tau \rightarrow \theta_c}(s)$

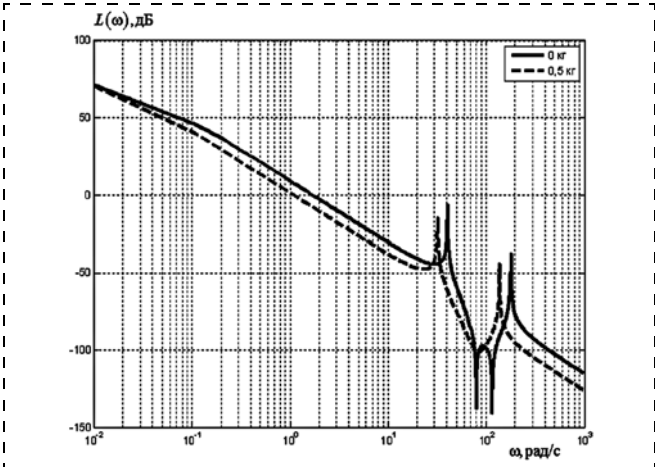


Рис. 5. Логарифмические амплитудно-частотные характеристики ГОЗМ при предельных нагрузках m_L : канал $W_{\tau \rightarrow \theta_t}(s)$

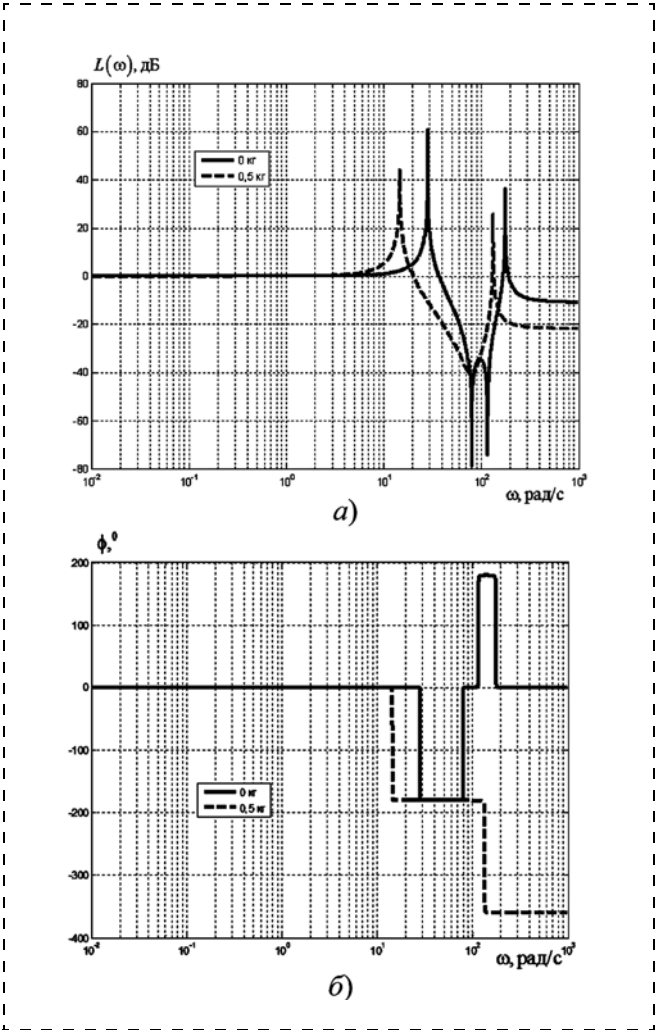


Рис. 6. Логарифмические частотные характеристики ГОЗМ (канал $W_{\theta_c \rightarrow \theta_t}(s)$) при предельных нагрузках m_L : а – ЛАЧХ; б – ЛФЧХ

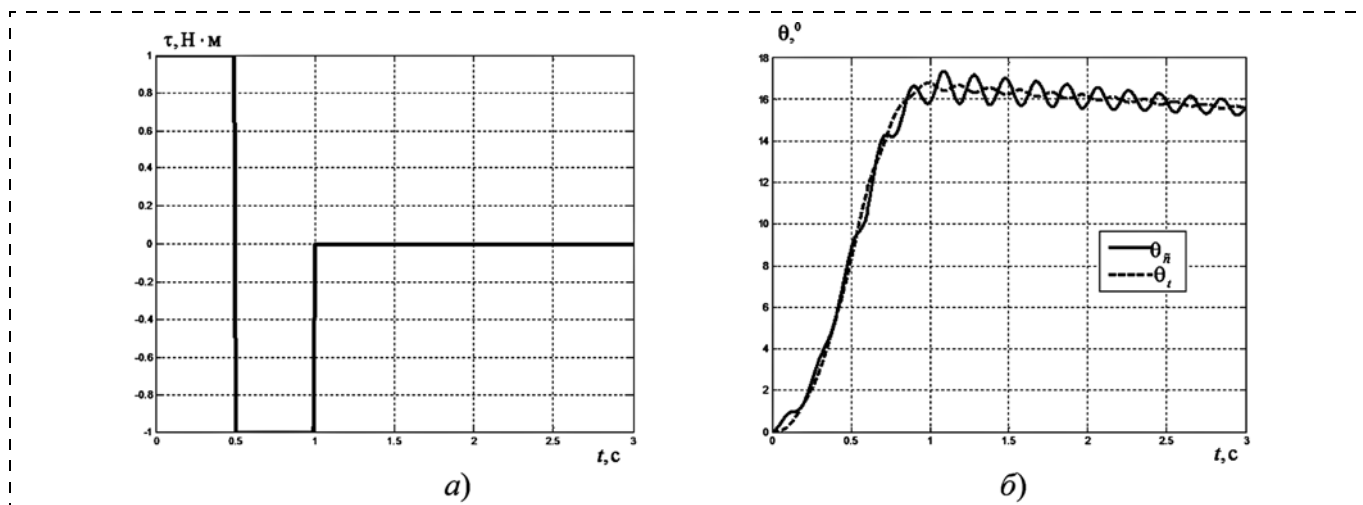


Рис. 7. Реакции измеряемой и регулируемой переменных на входной тестовый сигнал при нагрузке $m_L = 0,5$ кг: а — тестовый сигнал; б — реакции

Синтез регулятора

Из полученных выше частотных характеристик нетрудно заметить, что если синтезировать регулятор по измеряемой переменной $y(t) = \theta_c(t)$, обеспечивающий замкнутой системе управления ГОЗМ коэффициент усиления, равный единице в диапазоне частот $\omega \in [0; 5]$ рад/с с близким к нулю фазовым сдвигом по обоим каналам, и подавать на вход желаемую траекторию перехода по углу $\theta_c^*(t)$ с динамикой, укладывающейся в данный частотный диапазон, мы получим практически идеальное слежение по обоим каналам при полном отсутствии перерегулирования.

Ясно, что для того чтобы увеличить запас устойчивости по фазе (без регулятора он составляет приблизительно $2,5^\circ$), необходим либо ПД регулятор, либо регулятор с близкой к нему структурой. К тому же, для повышения быстродействия (частота среза без регулятора составляет около 1 рад/с) требуется увеличить статический коэффициент усиления. Используем регулятор с опережением по фазе [10], имеющий следующую структуру:

$$W_p(s) = \frac{K_p(s/\omega_0 + 1)}{s/\omega_p + 1}, \quad (15)$$

где $\omega_0 \ll \omega_p$. Нетрудно заметить, что при $\omega_p \rightarrow \infty$ регулятор с опережением по фазе переходит в обычный ПД регулятор. Но мы выбираем регулятор с опережением по фазе, так как он позволяет не только синтезировать физически реализуемый регулятор, но и снизить влияние высокочастотных шумов за счет конечной частоты ω_p . Структура системы управления ГОЗМ для перевода из одного состояния покоя в другое состояние покоя имеет вид, показанный на рис. 8.

Для рассчитанных параметров регулятора $K_p = 15,95$; $\omega_0 = 1,835$ рад/с; $\omega_p = 67$ рад/с (с частотой среза около 10 рад/с и запасом по фазе около 90°)

получены частотные характеристики замкнутой системы при предельных нагрузках 0 и 0,5 кг (рис. 9, 10).

В частотном диапазоне $[0,5]$ рад/с максимальные отклонения логарифмических частотных характеристик по каналам $\theta^* \rightarrow \theta_c$; $\theta^* \rightarrow \theta_t$ от идеальных частотных характеристик $L(\omega) = 0$ дБ, $\phi(\omega) = 0^\circ$ при предельных нагрузках ГОЗМ представлены в табл. 3.

Данный диапазон используем для выбора динамических характеристик входного задающего воздействия. Числовые значения, приведенные в табл. 3, и частотные характеристики замкнутой системы, показанные на рис. 9, 10, дают основания предположить, что сигнал желаемой траектории $\theta^*(t)$ со спектром, расположенным в частотном диапазоне $[0,5]$ рад/с, будет воспроизведен на выходе регулируемой и измеряемой переменных с необходимой точностью. Последующие результаты моделирования подтвердили это предположение. Остается сформировать такой сигнал.

Формирование желаемой траектории перехода.

Для решения данной задачи рассмотрим выход $Y_0(s)$ двойного интегратора

$$W(s) = \frac{K}{s^2},$$

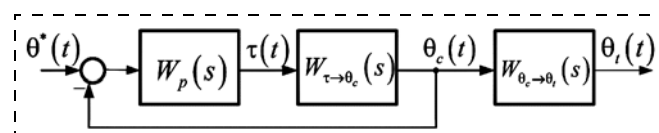


Рис. 8. Структурная схема системы управления ГОЗМ

Таблица 3

Максимальные отклонения частотных характеристик каналов $\theta^* \rightarrow \theta_c$; $\theta^* \rightarrow \theta_t$ от идеальных в диапазоне $[0,5]$ рад/с

Нагрузка m_L , кг	$L(\omega)$, дБ	$\phi(\omega)$, °
0	0,53	—10
0,5	1,96	—31

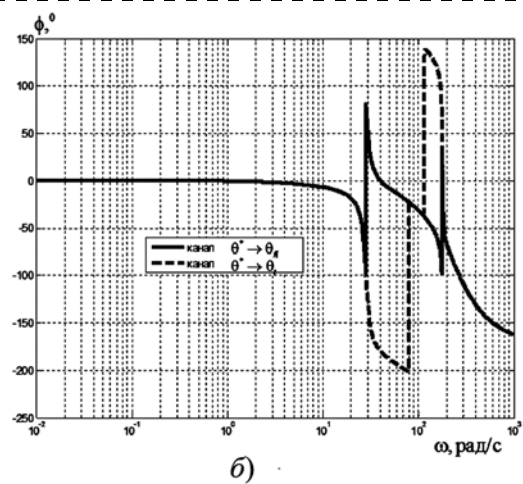
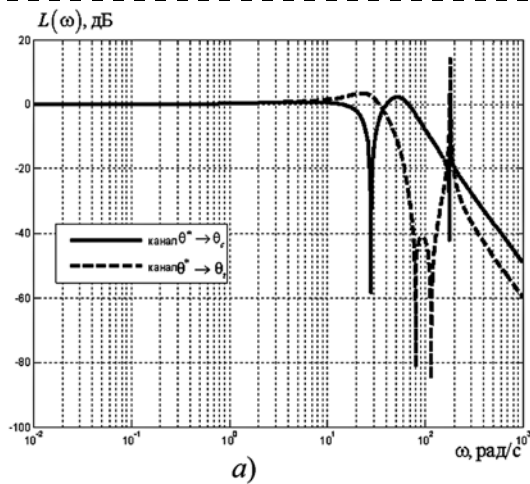


Рис. 9. Логарифмические частотные характеристики системы управления ГОЗМ:
а — ЛАЧХ; б — ЛФЧХ; $m_L = 0$ кг

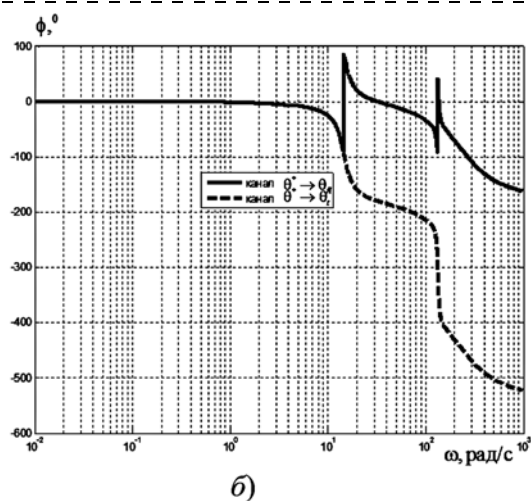
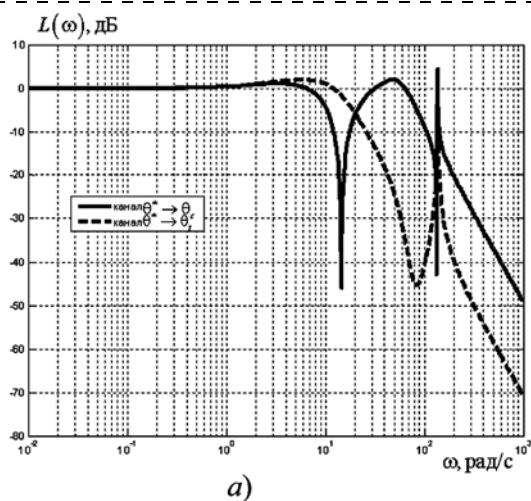


Рис. 10. Логарифмические частотные характеристики системы управления ГОЗМ:
а — ЛАЧХ; б — ЛФЧХ; $m_L = 0,5$ кг

на вход которого подана синусоида частоты β

$$U(s) = \frac{\beta}{s^2 + \beta^2}.$$

В этом случае выходной сигнал во временной области при нулевых начальных условиях имеет вид

$$y_0(t) = K \left(\frac{t}{\beta} - \frac{\sin(\beta t)}{\beta^2} \right). \quad (16)$$

Пусть t_1 — желаемое время для перевода ГОЗМ из состояния покоя $\theta^*(0) = 0$ рад в состояние покоя $\theta^*(t_1) > 0$ рад. Определим частоту синусоиды

$$\beta = \frac{2\pi}{t_1}. \quad (17)$$

Найдем коэффициент

$$K = \frac{\beta \theta^*(t_1)}{t_1}. \quad (18)$$

Если подставить выражения (17), (18) в формулу (16), то получим

$$y_0(t_1) = \theta^*(t_1), \quad y_0(t) = \theta^*(t_1), \quad t > t_1;$$

$$\dot{y}_0(t_1) = \dot{\theta}^*(t_1) = 0, \quad \dot{y}_0(t) = 0, \quad t > t_1. \quad (19)$$

Формулы (16)–(19) определяют желаемую траекторию $\theta^*(t)$ углового движения манипулятора. Условие хорошего качества перевода: частота синусоиды $\beta \in [0,5]$ рад/с.

Пусть при повороте на максимальный угол $\theta_{\max}^* = \max \theta^*(t_1) = \pi$ (рад) время перевода $t_1(\pi) = 3$ с. При повороте на меньшие углы заданное время перевода можно уменьшать (но не по линейному закону, иначе можно выйти за допустимый частотный диапазон $\beta \in [0,5]$ рад/с). Предложен экспоненциальный закон изменения конечного времени

$$t_1(\theta^*(t_1)) = t_1(\pi) e^{\alpha(\theta^*(t_1) - \pi)} = 3e^{\alpha(\theta^*(t_1) - \pi)}, \quad (20)$$

где $\pi/20 < \theta^*(t_1) \leq \pi$ (рад) — желаемый угол перевода,

$$\alpha = \frac{\ln(t_1^{\min}/t_1(\pi))}{\theta_{\min}^* - \pi} = 0,171. \quad (21)$$

В формуле (21) принято $\theta_{\min}^* = \frac{\pi}{20}$, $t_1^{\min} = 1,8$ с.

Результаты моделирования

Проведено моделирование с различными нагрузками и на различные углы поворота.

1. ГОЗМ без нагрузки $\theta^*(t_1) = \frac{\pi}{20}$ рад = 9° (рис. 11).

Числовые значения параметров и конечные результаты:

$$\theta_c(t_1^s) = 9,02^\circ; \theta_f(t_1^s) = 9,02^\circ;$$

$$\beta = 3,49 \text{ рад/с}; t_1 = 1,8 \text{ с}; t_1^s = 2 \text{ с},$$

где t_1^s — характеризует общее время перехода, а время t_1 — гарантированное время попадания в 5 %-ную трубку.

2. ГОЗМ с нагрузкой $m_L = 0,5$ кг;

$$\theta^*(t_1) = \frac{\pi}{6} \text{ рад} = 30^\circ \text{ (рис. 12).}$$

Числовые значения параметров и конечные результаты:

$$\theta_c(t_1^s) = 30,11^\circ; \theta_f(t_1^s) = 30,11^\circ;$$

$$\beta = 3,27 \text{ рад/с}; t_1 = 2,1 \text{ с}; t_1^s = 2,5 \text{ с}.$$

3. ГОЗМ с нагрузкой $m_L = 0,3$ кг; $\theta^*(t_1) = \pi$ (рад) = 180° (рис. 13).

Числовые значения параметров и конечные результаты:

$$\theta_c(t_1^s) = 180,01^\circ; \theta_f(t_1^s) = 180,07^\circ;$$

$$\beta = 3,1416 \text{ рад/с}; t_1 = 3 \text{ с}; t_1^s = 3,5 \text{ с}.$$

Выводы по результатам моделирования:

1. При одной и той же нагрузке с увеличением времени перехода t_1 и при снижении частоты β улучшается точность перевода и уменьшается максимальная амплитуда управления.

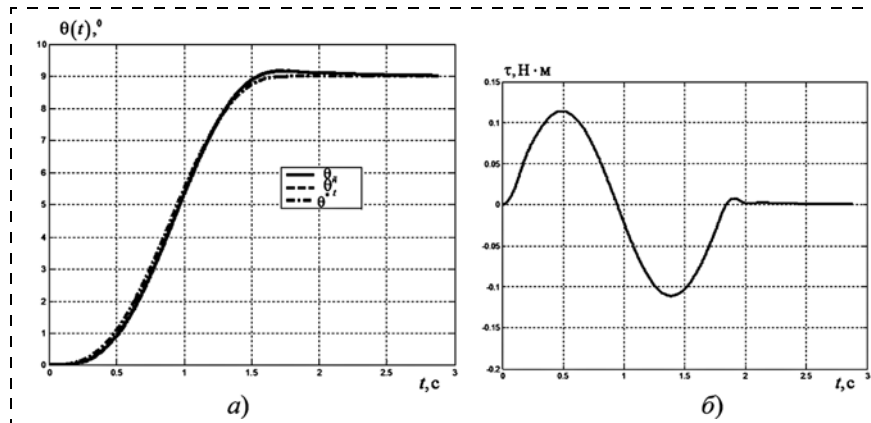


Рис. 11. Графики:

а — углового движения; б — управляющего момента для ГОЗМ без нагрузки,

$m_L = 0$ кг и $\theta^*(t_1) = \frac{\pi}{20}$ рад = 9°

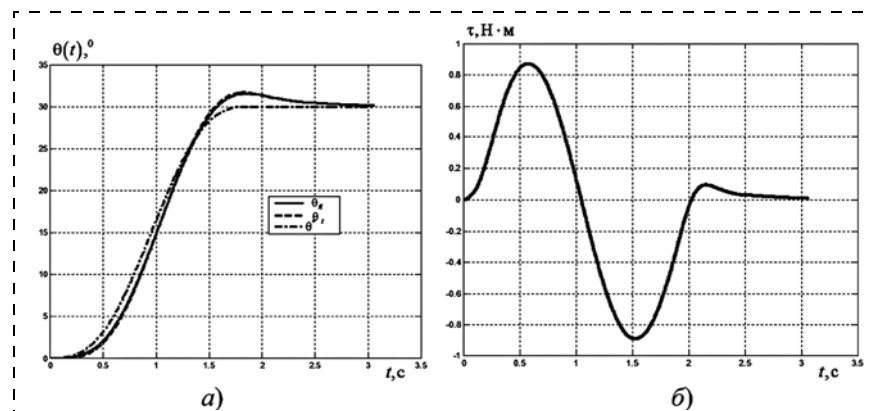


Рис. 12. Графики:

а — углового движения; б — управляющего момента для ГОЗМ с нагрузкой

$m_L = 0,5$ кг; $\theta^*(t_1) = \frac{\pi}{6}$ рад = 30°

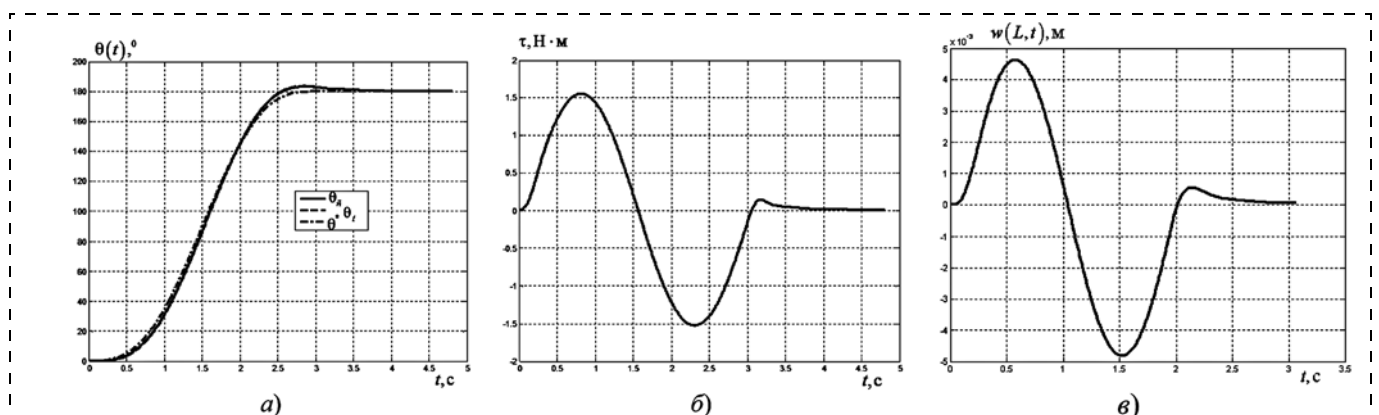


Рис. 13. Графики:

а — углового движения; б — управляющего момента; в — упругих деформаций схвата для ГОЗМ с нагрузкой $m_L = 0,3$ кг; $\theta^*(t_1) = \pi$ (рад) = 180°

2. При выбранных параметрах регулятора и времени перехода во всем диапазоне нагрузок и углов поворота обеспечивается высокая точность углового перевода схвата (погрешность не более $0,12^\circ$).

3. Максимальные упругие деформации схвата $w_{\max}(L, t) = 10,9$ мм имеют место при максимальной нагрузке 0,5 кг и максимальном угле перехода 180° .

Заключение

В статье предложен алгоритм синтеза простого робастного (по отношению к неизвестной нагрузке схвата) регулятора для углового финитного управления гибкого однозвенного манипулятора из одного состояния покоя в другое за заданное время. Регулятор с опережением по фазе имеет первый порядок, обеспечивает хороший запас по фазе и амплитуде, а для выработки управляющего воздействия необходим только один датчик измерения углового положения привода. Хорошее качество управления обеспечивается специально подобранным входным задающим воздействием.

Список литературы

1. Singer N. G., Seering W. P. Preshaping command inputs to reduce system vibration // ASME J. of Dynamic Systems, Measurements and Control. 1990. Vol. 112. P. 76–112.
2. Hyde J. M., Seering W. P. Using input command pre-shaping to suppress multiple mode vibration // Proc. of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation, 1991. P. 2604–2609.
3. Kwon D. S., Book W. J. An inverse dynamic method yielding flexible manipulator state trajectories // Proc. of American Control Conf. 1990. P. 186–193.
4. De Luca A., Di Giovanni G. Rest-to-rest motion of a one-link flexible forearm // Proc. of IEEE/ASME Int. Conf. on Advanced Intelligent Mechatronics. 2001. P. 923–928.
5. De Luca A., Caiano V., Del Vescovo D. Experiments on rest-to-rest motion of a flexible arm // Robotics VIII, Springer Tracts in Advanced Robotics / B. Siciliano, P. Dario (Eds.). Berlin: Springer Verlag, 2003. Vol. 5. P. 338–349.
6. Integral Resonant Control for Vibration Damping and Precise Tip-Positioning of a Single-Link Flexible Manipulator / Pereira E., Aphale S. S., Feliu V. // IEEE/ASME Trans. on Mechatronics. 2011. Vol. 16, N. 2. P. 232–240.
7. Gu D.-W., Petkov P. Hr., Konstantinov M. Robust Control Design with Matlab. London: Springer Verlag, 2005. 389 p.
8. Краснощеченко В. И. Разработка и исследование математической модели гибкого однозвенного манипулятора с использованием принципа наименьшего действия Гамильтона // Мехатроника, автоматизация, управление. 2017. Т. 18, № 6. С. 383–390.
9. Любошиц М. И., Ицкович Г. М. Справочник по сопротивлению материалов. Минск: Вышэйшая школа, 1969. 464 с.
10. Дорф Р., Бишоп Р. Современные системы управления. М.: Лаборатория Базовых Знаний, 2004. 832 с.

Synthesis of a Simple Robust Regulator for the Rest-to-Rest Motion Control of a Flexible Single-link Manipulator

V. I. Krasnoshchechenko, kviip@yandex.ru✉,

Kaluga Branch of the Bauman Moscow State Technical University, Kaluga, 248600, Russian Federation

Corresponding author: Krasnoshchechenko Vladimir I., Ph. D., Senior Lecturer, Kaluga Branch of the Bauman Moscow State Technical University, Kaluga, 248600, Russian Federation, e-mail: kviip@yandex.ru

Received on March 14, 2017

Accepted on April 07, 2017

The topic of the article is the problem of control of the motion of a flexible single-link manipulator from one state of rest into another in a given time. Having a number of advantages in comparison with the absolutely rigid parts of the manipulators, the flexible manipulators are more difficult in control because of a higher order of the system and nonminimum phase dynamics, which exist between the tip position and the input torque applied at the joint of the actuator. During the synthesis of the control system various approaches are used: 1) formation of the necessary input signals; 2) synthesis of a regulator with the use of the inverse dynamics; 3) the algorithms, which ensure reduction of the level of the resonant frequencies of the flexible manipulator due to regulation of the coupling torque of a link at the base of the beam 4) H_∞ control. In the control loop not less than two sensors and one or two regulators related to the high order were established. The given work proposes to generate the input signal of a special kind with a low-frequency spectrum, ensuring practical absence of vibrations of the tip, smoothness and accuracy of the link motion in all the range of the payloads at the tip. Furthermore, a simple regulator of the first order with a signal of a feedback only on the angle hub of the actuator is synthesized. The offered control algorithm was tested on a concrete example for the flexible single-link manipulator with the following characteristics: length — 1m; width — 0,0055 m; height — 0,05 m; material — aluminum; range of the angular turns — [9, 180] degrees; range of the mass payloads — [0, 0,5] kg; time of motion — [1,8, 3] seconds; overshoot — not more than 10 %. Analysis of the frequency and dynamic characteristics of the flexible manipulator was carried out. Then in the mathematical model of the manipulator the first two flexible forms were left. The input for the manipulator was the hub torque. The results of modeling for various angle turns and payloads of the tip confirm the efficiency of the offered control algorithm.

Keywords: flexible manipulator, regulator, synthesis, robust control, assumed modes method

For citation:

Krasnoshchechenko V. I. Synthesis of a Simple Robust Regulator for the Rest-to-Rest Motion Control of a Flexible Single-link Manipulator, *Mekhatronika, Avtomatizatsiya, Upravlenie*, 2017, vol. 18, no. 10, pp. 651–660.

DOI: 10.17587/mau.18.651-660

References

1. Singer N. G., Seering W. P. Preshaping command inputs to reduce system vibration, *ASME J. of Dynamic Systems, Measurements and Control*, 1990, vol. 112, pp. 76–112.
2. Hyde J. M., Seering W. P. Using input command pre-shaping to suppress multiple mode vibration, *In Proceedings of IEEE Int. Conf. on Robotics and Automation*, 1991, pp. 2604–2609.

3. **Kwon D. S., Book W. J.** An inverse dynamic method yielding flexible manipulator state trajectories, *In Proceedings of American Control Conf.*, 1990, pp. 186–193.

4. **De Luca A., Di Giovanni G.** Rest-to-rest motion of a one-link flexible forearm, *In Proceedings of IEEE/ASME Int. Conf. on Advanced Intelligent Mechatronics*, 2001, pp. 923–928.

5. **De Luca A., Caiano V., Del Vecovo D.** Experiments on rest-to-rest motion of a flexible arm, *In Robotics VIII, Springer Tracts in Advanced Robotics*, B. Siciliano, P. Dario (Eds.), Berlin, Springer Verlag, 2003, vol. 5, pp. 338–349.

6. **Pereira E., Aphale S. S., Feliu V.** Integral Resonant Control for Vibration Damping and Precise Tip-Positioning of a Single-Link Flexible Manipulator, *IEEE/ASME Trans. on Mechatronics*, 2011, vol. 16, no. 2, pp. 232–240.

7. **Gu D.-W., Petkov P. Hr., Konstantinov M.** Robust Control Design with Matlab, London, Springer Verlag, 2005, 389 p.

8. **Krasnoshchechenko V. I.** *Razrabotka i issledovanie matematicheskoy modeli gibkogo odnozvennogo manipulyatora s ispol'zovaniem principa naimen'shego dejstvija Gamil'tona* (Development and investigation of mathematical model of a flexible single-link manipulator by using of the Hamilton's principle), *Mekhatronika, Avtomatizatsiya, Upravlenie*, 2017, vol. 18, no. 6, pp. 383–390 (in Russian).

9. **Lyuboshic M. I., Ickovich G. M.** *Spravochnik po soprotivleniyu materialov* (Handbook on strength of materials), Minsk, Vyshehshaya shkola, 1969, 464 p. (in Russian).

10. **Dorf R. C., Bishop R. H.** Modern Control Systems. Ninth Edition, Upper Saddle River, NJ, Prentice Hall, 2001, 822 p.

УДК 621.0:004.82

DOI: 10.17587/mau.18.660-664

А. Г. Лютов, д-р техн. наук, проф., lutov1@mail.ru,
Ю. В. Рябов, канд. техн. наук, доц., ryabov_yuri_atp@mail.ru,
 Уфимский государственный авиационный технический университет

Синтез технологического процесса для роботизированного комплекса на основе знаний

Рассмотрен новый подход к синтезу технологических операций на основе последовательных цепочек знаний переходов, выполняемых роботизированным комплексом. Гибкость процесса технологической подготовки для роботизированного комплекса достигается выбором наилучшего решения, удовлетворяющего требованиям текущей производственной ситуации. Предложен новый метод представления знаний на основе XML-схем, базирующийся на создании элементов знаний для технологических объектов и переходов.

Ключевые слова: робототехнологический комплекс, структурный синтез, технологический процесс, элементы знаний, цепочки исполняемых переходов

Введение

Использование робототехнологических комплексов (РТК) позволяет изготавливать детали в любом порядке и варьировать их выпуск в зависимости от производственной программы, сокращает затраты и время на подготовку производства, повышает коэффициент использования оборудования.

Опыт эксплуатации промышленных роботов в различных производственных условиях позволил определить основные особенности и принципы построения технологических процессов в случае автоматизации отдельных операций с помощью промышленных роботов. При этом надо учитывать особенности их применения как при обслуживании технологического оборудования, так и при использовании робота в качестве технологического оборудования при выполнении процессов сварки, окраски, сборки, зачистки облоя и т. п.

Проектирование технологического процесса (ТП) РТК можно разделить на четыре уровня [1]:

- принципиальная схема процесса;
- маршрут обработки деталей;
- операционная технология;
- управляющие программы.

Первому уровню свойственны наибольшая степень абстракции и определение только принципиальных особенностей структуры и функции ТП. От

уровня к уровню степень детализации проектных решений возрастает.

Задачи автоматизированного проектирования ТП можно эффективно решать методом синтеза проектных решений. Процесс формирования технологического процесса представляет собой совокупность процедур структурного и параметрического синтеза. Структурный синтез реализуется на уровнях формирования операций и переходов, а параметрический — на уровне выбора базы, определения межпереходных размеров, расчета режимов обработки и т. д. [1].

В данной работе рассматривается синтез ТП РТК с применением знаний технологических переходов. Знания включают навыки и опыт технологов и операторов, участвующих в различных ТП изготовления изделий, и представлены в виде элементов знаний.

Предлагаемый подход

Для формирования ТП РТК предлагается метод структурного синтеза технологических операций на основе последовательных цепочек знаний переходов.

Синтез исполнительных переходов по обработке и сборке изделия — это последовательность методов обработки, необходимых для достижения требуемых атрибутов, определенных чертежом изделия. Такими атрибутами являются:

- геометрический тип поверхности;