

变负载下机器人液压串联弹性执行器 动态位置控制方法

曹学鹏^{1,2}, 鲁航¹, 朱文锋¹, 钱亚伟¹, 田富元¹

(1. 长安大学工程机械学院机电液一体化研究所, 710064, 西安;
2. 先进节能驱动技术教育部工程研究中心, 610031, 成都)

摘要: 针对变负载下接触环境刚度不确定时液压驱动机器人末端执行器动态性能差的问题,提出了基于时间-误差绝对值积分控制器(ITAE)的液压串联弹性执行器(SEA)动态位置控制方法。首先,根据液压缸的流量连续性方程和活塞与负载的动力学方程,以负载与活塞的位移、速度及负载压力差作为状态变量,运用状态空间法建立液压 SEA 的五阶状态空间模型;然后,考虑系统带宽、阻抗和重载工况对串联弹簧刚度的不同要求,确定出串联弹簧刚度范围,兼顾系统的快速响应性和稳定性,对时间与误差的绝对值乘积积分,构建基于 ITAE 的控制器;最后,采用 ITAE 控制器实现变负载下液压 SEA 动态位置的精确控制。仿真实验结果表明:在纯惯性负载下,ITAE 控制器相比基于灰狼优化的 PD 控制器(GWO-PD 控制器),响应速度快 12.5%,稳态误差减小 93%;在纯惯性-复合负载切换工况下,当串联弹簧刚度变化时,ITAE 控制器相比 GWO-PD 控制器,响应速度快 80%,稳态误差减小 18%,而 GWO-PD 控制器在弹簧刚度较小时产生高频振荡,最大振荡为 13.83%;当接触环境刚度变化时,ITAE 控制器相比 GWO-PD 控制器,响应速度快 81%,稳态误差减小 45%。采用 ITAE 控制,在内、外参数变化时 SEA 均具有良好控制性能,可满足非结构环境下的应用要求。

关键词: 机器人;弹性执行器;控制器设计;变负载;位置控制

中图分类号: TP242 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202204010 **文章编号:** 0253-987X(2022)04-0091-10



Dynamic Position Control Method for Hydraulic Series Elastic Actuator of Robot under Variable Load

CAO Xuepeng^{1,2}, LU Hang¹, ZHU Wenfeng^{1,2}, QIAN Yawei¹, TIAN Fuyuan¹

(1. School of Construction Machinery, Institute of Mechatronics, Chang'an University, Xi'an 710064, China; 2. Engineering Research Center of Ministry of Education for Advanced Energy-saving Drive Technology, Chengdu 610031, China)

Abstract: A dynamic position control method for hydraulic series elastic actuator (SEA) based on integral of time multiplied by absolute error (ITAE) is proposed for solving the problem of poor end actuator dynamic performance of hydraulic-driven robot under variable load and uncertain contact ambient stiffness conditions. First, according to the flow continuity equation of the hydraulic cylinder and the dynamic equation of the piston and the load, the displacement, speed and load pressure difference between the load and the piston are taken as the state variables; the state-space method is used to establish the five-level state-space model of the hydraulic SEA.

Then, based on the requirements for series spring stiffness under different system bandwidth, impedance and heavy load conditions, the stiffness range of series spring is determined. Furthermore, considering the rapid response and stability of the system, we have constructed an ITAE-based controller by integrating the absolute values of time and error. Finally, the ITAE controller is used to accurately control the dynamic position of hydraulic SEA under variable load. The simulation result shows that under pure inertia load, the ITAE controller has 12.5% faster response speed and 93% lower steady-state error than the Grey wolf optimized PD controller (GWO-PD); Under the pure inertia-composite load switching condition; when the series spring stiffness changes, the ITAE controller has 80% faster response speed and 18% lower steady-state error than the GWO-PD controller (however, the GWO-PD controller produces high frequency oscillation when the spring stiffness is small, and the maximum oscillation value is 13.83%); when the ambient stiffness changes, the ITAE controller has 81% faster response speed and 45% lower steady-state error than the GWO-PD controller. With ITAE, the SEA has good control performance when the internal and external parameters change and can meet the application requirements in non-structural environments.

Keywords: robot; elastic actuator; controller design; variable load; position control

随着机器人技术的不断发展,机器人在工业、探索、救援等复杂作业环境中展现出巨大的应用需求^[1]。BigDog等液压驱动足式机器人具有高负载、良好动态性能和较强环境适应性等优点,已经成为当前机器人研究的热点^[2-3]。足式机器人与环境交互作用时,考虑到足式机器人和环境参数间作用的不确定性,设计时需采用串联弹性执行器(series elastic actuator, SEA)提高机器人接触作业的灵活性和可控性^[4-5]。

与传统的执行器相比,串联弹性执行器具有控制精度高,输出阻抗低和动态范围大等优点^[6]。按驱动形式不同,SEA可分为电驱动SEA和液压SEA。电驱动SEA功率和质量较小,速度较快,适用于轻型机器人,如已用于外骨骼机器人^[7-9]、腿足式机器人^[10-12]及假肢机器人^[13-14]。液压SEA具有更大的功率和质量,但移动速度较慢,在重载机器人方面具有明显的优势,适用于重型足式机器人。

机器人常用的柔顺控制方法有被动柔顺控制、主动柔顺控制和主/被动相结合控制3类。刘晓敏等利用气压传动固有的柔性特性设计了气动仿生柔性关节,实现了仿生关节的柔顺控制^[15],但这种被动柔顺控制具有一定的滞后性,存在明显的振荡与冲击。Uzunovic等提出了一种同时控制位置和相互作用力的新算法^[16],将位置和力控制合并为一个控制器,该主动柔顺控制在位置和力控制之间平稳过渡,但难以计算。Solanes采用滑模思想并采用任务优先级方法对表面抛光的机器人的混合位置力控

制^[17],但不适应抖动工况。柯贤锋等为了减小足式机器人接触地面时的冲击,以弹簧作为被动柔顺控制元件,采用控制器进行主动柔顺控制,提高了足式机器人的环境适应能力^[18],但该方法降低了位置控制精度。

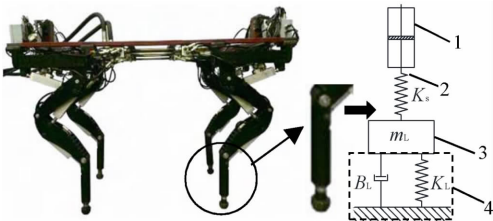
上述研究中,针对SEA的柔顺控制主要集中在轻量级功率输出方面,本文结合已有的研究成果,开展重载机器人用液压执行器在非结构环境中的应用研究。在液压SEA中,当执行器的活塞移动时,因液压油的可压缩性,使其液压刚度发生变化。此外,负载工况切换引起液压SEA动态特性的改变,影响SEA作为腿部执行器的运动性能,进而限制重载机器人的移动平稳性。为此本文着重于SEA在重载机器人中的控制方法和性能分析,分析采用ITAE(integrated time and absolute error)控制器时液压SEA在变负载工况下的动态位置控制性能。

1 液压SEA建模

足式机器人末端运动是由各个关节的组合运动叠加而成,机器人关节耦合可能导致关节角运动不到位,是影响机器人末端运动精度的因素之一。不少学者已就关节耦合对末端影响进行了较为充分的研究,并取得重要进展,包括从机器人运动学、动力学出发分析耦合运动的影响^[19-20]和采用关节补偿策略减少耦合影响^[21-22]。环境工况及与末端间的相互作用是影响机器人末端运动的另一重要因素,如环境刚度、阻尼等因素会影响末端执行器的控制性能。

本文侧重于分析接触环境变化时重载 SEA 的动态位置控制方法与性能。

重载足式机器人的负载性能由腿部结构决定,当腿部末端与作业环境接触时,采用液压驱动的执行器,因油液压缩性很小,导致很小的活塞位移产生很大的驱动力变化,易引起与环境接触的腿部过载,甚至引起损坏,影响机器人的作业性能。此外,机器人行走于雪地、沙地等变化环境时,由于复杂的载荷条件,其足端所受环境负载特性不同,进一步增加了控制难度。为此,采用液压串联弹性执行器的结构提高机器人的柔顺性能,其作为机器人单支腿的等效模型如图 1 所示。为改善执行器自身柔性,考虑到其负载质量 m_L 、环境刚度 K_L 和负载阻尼系数 B_L 的影响,在此分析引入串联弹簧刚度 K_s 后负载输出端对其动态位置控制性能影响及其控制特性。以重载足式机器人单液压 SEA 为对象,暂不考虑多执行器间运动耦合及结构的弹性变形,建立与环境相互作用时的状态空间动态模型。



1—液压缸;2—串联弹簧;3—负载;4—环境模型。

图 1 机器人单支腿液压串联弹性执行器及其等效模型

Fig. 1 Robot single-leg hydraulic series elastic actuator and its equivalent model

电液伺服阀的传递函数可视为二阶振荡环节,为此阀芯位移与输入信号之间的传递函数简化为

$$\frac{x_v}{I} = \frac{K_q}{s^2/\omega_{sv}^2 + 2\delta_{sv}/\omega_{sv}s + 1} \tag{1}$$

式中: x_v 为阀芯位移,m; I 为伺服放大板输入电流,A; K_q 为电液伺服阀流量增益, $\text{m}^3/(\text{s} \cdot \text{A})$; δ_{sv} 为电液伺服阀阻尼比; ω_{sv} 为电液伺服阀固有频率, rad/s ; s 为复变量。

对流经阀口的流量进行线性化处理,可得

$$q_v = K_q x_v - K_c p_L \tag{2}$$

式中: q_v 为流经阀口的流量, m^3/s ; p_L 为负载压力差, $p_L = p_1 - p_2$, p_1 、 p_2 是前进和后退的压力,Pa; K_c 为阀的流量压力系数, $\text{m}^3/(\text{Pa} \cdot \text{s})$ 。

考虑流量连续性,即流进缸腔室的流量等于流经阀口的流量

$$q_L = q_v \tag{3}$$

式中: q_L 为负载流量, $q_L = (q_1 + q_2)/2$, q_1 、 q_2 是前进和后退的流量, m^3/s 。

根据缸流量连续性方程和动态流量变化,负载流量可表示为

$$q_L = A_p \dot{x}_p + C_{tp} p_L + \frac{V_t}{4\beta_e} \dot{p}_L \tag{4}$$

式中: x_p 、 x_L 分别为活塞位移和负载位移,m; A_p 为液压缸活塞腔有效面积, m^2 ; C_{tp} 为活塞的总泄漏系数, $C_{tp} = C_{ip} + C_{ep}/2$, C_{ip} 、 C_{ep} 分别是活塞的内部泄漏系数和外部泄漏系数, $\text{m}^3/(\text{Pa} \cdot \text{s})$,视泄漏系数为定值; V_t 为两个腔室受压流体的总体积, m^3 ; β_e 为液压油的有效体积弹性模量,MPa。电液伺服阀相关参数值如表 1 所示。

表 1 电液伺服阀相关参数值

Table 1 Relevant parameter values of electro-hydraulic servo valve

参数	数值
$K_q/(\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1} \cdot \text{A}^{-1})$	2.4
$K_c/(\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$	2.5×10^{-12}
δ_{sv}	0.8
$\omega_{sv}/(\text{rad} \cdot \text{s}^{-1})$	70

输出活塞和负载组成的两自由度系统,动力学方程写为

$$m_L \ddot{x}_L + B_L \dot{x}_L + (K_s + K_L) x_L - K_s x_p + F_L = 0 \tag{5}$$

$$m_p \ddot{x}_p + B_p \dot{x}_p + K_s x_p - K_s x_L + A_p p_L = 0 \tag{6}$$

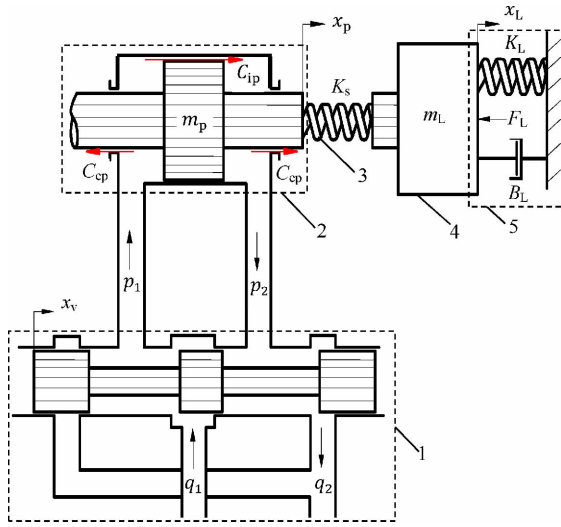
式中: m_p 为活塞质量,kg; B_p 为活塞的黏性阻尼系数, $\text{N} \cdot \text{m/s}$; F_L 为施加在执行器上的任意负载力,N。液压 SEA 相关参数值如表 2 所示。

表 2 液压 SEA 相关参数值

Table 2 Values of relevant parameters of hydraulic SEA

参数	数值
d_1/m	3.2×10^{-2}
d_2/m	1.8×10^{-2}
L/m	0.4
m_p/kg	4
$B_p/(\text{N} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	100
$C_{ep}/(\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$	1.16×10^{-13}
$C_{ip}/(\text{m}^3 \cdot \text{Pa}^{-1} \cdot \text{s}^{-1})$	1.16×10^{-13}
β_e/MPa	900
$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	0.88×10^3

该液压串联弹性执行器的组成及计算模型如图



1—电液伺服阀;2—液压缸;3—串联弹簧;4—负载;5—环境模型。

图2 串联弹性执行器的组成结构图

Fig. 2 Composition structure diagram of series elastic actuator

2所示。综合式(2)~(4),可得

$$\frac{V_t}{4\beta_e} \dot{p}_L + K_{ce} p_L + A_p \dot{x}_p - K_q x_v = 0 \quad (7)$$

式中 K_{ce} 为总流量-压力系数, $K_{ce} = K_c + C_{ip}$ 。

在此,选择状态向量为

$$\mathbf{x}^T = [x_1 \quad x_2 \quad x_3 \quad x_4 \quad x_5] = [x_L \quad x_p \quad \dot{x}_L \quad \dot{x}_p \quad p_L] \quad (8)$$

运用状态空间法,式(5)~(7)可以表示为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_3 \\ \dot{x}_2 = x_4 \\ \dot{x}_3 = -\frac{K_s + K_L}{m_L} x_1 + \frac{K_s}{m_L} x_2 - \frac{B_L}{m_L} x_3 - \frac{1}{m_L} v \\ \dot{x}_4 = \frac{K_s}{m_p} x_1 - \frac{K_s}{m_p} x_2 - \frac{B_p}{m_p} x_4 + \frac{A_p}{m_p} x_5 \\ \dot{x}_5 = -\frac{4\beta_e A_p}{V_t} x_4 - \frac{4\beta_e K_{ce}}{V_t} x_5 + \frac{4\beta_e K_q}{V_t} u \end{cases} \quad (9)$$

取控制输入 $u = x_v$, 干扰输入 $v = F_L$ 。

方程组(9)可以用矩阵形式表示,即

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} + \mathbf{R}\mathbf{v} \quad (10)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} + \mathbf{D}\mathbf{u} \quad (11)$$

式中:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\frac{K_s + K_L}{m_L} & \frac{K_s}{m_L} & -\frac{B_L}{m_L} & 0 & 0 \\ \frac{K_s}{m_p} & -\frac{K_s}{m_p} & 0 & -\frac{B_p}{m_p} & \frac{A_p}{m_p} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{4\beta_e K_q}{V_t} & -\frac{4\beta_e K_{ce}}{V_t} \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{4\beta_e K_q}{V_t} \end{bmatrix}^T$$

$$\mathbf{R} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -\frac{1}{m_L} & 0 & 0 \end{bmatrix}^T$$

$$\mathbf{C} = [1 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0], \quad \mathbf{D} = [0]$$

考虑实际负载工况和工作环境,上述模型又可分为纯惯性负载和纯惯性-复合负载切换工况。

(1)纯惯性负载工况。在实际应用中,通常不存在 K_L , 而 B_L 非常小,矩阵 $\mathbf{A}$ 可变为

$$\tilde{\mathbf{A}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ -\frac{K_s}{m_L} & \frac{K_s}{m_L} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{K_s}{m_p} & -\frac{K_s}{m_p} & 0 & -\frac{B_p}{m_p} & \frac{A_p}{m_p} \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{4\beta_e K_q}{V_t} & -\frac{4\beta_e K_{ce}}{V_t} \end{bmatrix}$$

选择负载位移 x_L 作为输出 $y(t)$, 不考虑外部负载力 F_L , 则可得液压 SEA 的状态空间模型

$$\dot{\mathbf{x}} = \tilde{\mathbf{A}}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (12)$$

(2)纯惯性-复合负载切换工况。当包括惯性和环境接触力在内的有效载荷足够大,且弹性弹簧力施加在质量 m_L 上,即考虑输入 F_L 。则将式(11)、(12)以及系数矩阵变为

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \tilde{\mathbf{B}}\mathbf{u} \quad (13)$$

$$\mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} + \tilde{\mathbf{D}}\mathbf{u} \quad (14)$$

式中:

$$\tilde{\mathbf{u}} = \begin{bmatrix} u \\ v \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x_v \\ F_L \end{bmatrix}$$

$$\tilde{\mathbf{B}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{m_L} \\ 0 & 0 \\ \frac{4\beta_e K_q}{V_t} & 0 \end{bmatrix}, \quad \tilde{\mathbf{D}} = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$$

分析以上两种工况下的理论模型,可知影响液压 SEA 运动性能及位置精度的主要因素包括串联弹簧和负载组成的惯-弹性环节 (K_s, K_L, m_L)、串联弹簧和活塞组成的惯-弹性环节 (K_s, m_p) 以及阀控缸环节,含压缩性、泄漏及阀特性 ($-\frac{\beta_e}{V_t}, K_q, K_{ce}$), 三者复合作用决定着液压 SEA 执行器的动态位置

控制特性。本文重点从串联弹簧、负载等环境接触侧开展研究。

2 液压 SEA 控制器设计

2.1 弹簧刚度的选择

2.1.1 液压弹簧刚度

液压 SEA 的等效弹簧刚度由活塞和缸体间的液压弹簧和串联弹簧组成,如图 3 所示。

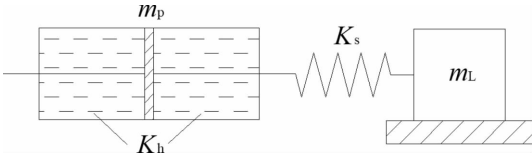


图 3 SEA 组成结构简图

Fig. 3 Schematic diagram of SEA composition structure

在图 3 中,液压弹簧 K_h 与弹簧 K_s 串联,为此等效弹簧刚度 K_e 可表示为

$$\frac{1}{K_e} = \frac{1}{K_h} + \frac{1}{K_s} \tag{15}$$

由式(1)可知,等效刚度被限制在 $[\frac{K_h K_s}{K_h + K_s}, K_s]$ 。由文献[23]可得液压弹簧刚度 K_h ,鉴于油缸入口和出口的管道容积比活塞的腔室容积小得多,故当活塞居中时,固有频率最低。因此,最小液压弹簧刚度 K_{hmin} 表示为

$$K_{hmin} = \frac{4\beta_e A_p^2}{V_t} \tag{16}$$

2.1.2 影响液压弹簧刚度的因素

(1)液压油自身的压缩性。液压弹簧刚度是在液压缸两腔完全封闭的情况下因液体的压缩性而形成的等效弹簧的刚度,故油液自身的压缩性直接影响该弹簧刚度,进而影响系统固有频率。

(2)油缸的内外泄漏。因泄漏的存在,液压缸不可能完全封闭,但在文中分析动态性能时,伺服阀处于快速切换状态,在给定频率内泄漏来不及变化,故仍按液压弹簧效应考虑^[24]。

(3)结构弹性变形。结构弹性变形会影响有效体积弹性模量 β_e ,但工作压力变化不大时,该弹性变形和腔室总体积 V_t 相比很小,故对液压弹簧刚度影响小。

因此,分析动态性能时,主要考虑液压弹簧刚度,并将泄漏量 C_{ip} 视为定值,而结构弹性变形的影响不予考虑。

2.1.3 串联弹簧刚度的选择

SEA 的等效固有频率可以表示为

$$\omega_n = \sqrt{\frac{K_e}{m_e}} = \frac{1}{\sqrt{M_t/K_h + m_L/K_s}} = \frac{1}{\sqrt{1/\omega_h^2 + 1/\omega_L^2}} \tag{17}$$

$$\omega_h = \sqrt{K_h/M_t}, \quad \omega_L = \sqrt{K_s/m_L} \tag{18}$$

式中: m_e 为等效质量,kg; M_t 为活塞和负载的总质量,kg。

串联弹簧的选择需综合考虑快速响应性、稳定性等动态控制性能、弹簧可控的动态位置变化等因素。初步设定该弹簧最大压缩量为 1~50 mm,缸支撑的最大负重量 $m_L=200$ kg,故初选串联弹簧刚度 K_s 范围为 $4 \times 10^4 \sim 2 \times 10^6$ N/m。系统动态性能取决于带宽和阻抗的复合作用,前者决定系统快速响应性要求大的弹簧刚度,而后者会影响稳定性要求小的弹簧刚度。由式(17)知,液压弹簧刚度决定着液压谐振频率,将液压 SEA 相关参数值(见表 2)代入式(16),可得最小 $K_{hmin}=4.95 \times 10^6$ N/m,相应带宽最小且控制稳定性好。考虑重载工况下强调稳定性而对快速响应要求一般,故以该值为串联弹簧刚度的上限值,综合前述取值范围,确定串联弹簧刚度范围为 $K_s \in [0.01K_{hmin}, K_{hmin}]$,即 $K_s \in [4.95 \times 10^4 \text{ N/m}, 4.95 \times 10^6 \text{ N/m}]$ 。

2.2 基于 ITAE 标准的控制器设计

针对 SEA 的控制特点和性能要求,设计了基于时间-误差绝对值的积分控制器(ITAE)^[25],即对时间与偏差的绝对值乘积积分,同时考虑系统的快速响应性和稳定性,其定义为

$$\xi_{ITAE} = \int_0^\infty t |e(t)| dt \tag{19}$$

式中: t 为时间,s; $e(t)$ 为系统偏差。

设计的 ITAE 控制器组成结构如图 4 所示,图中 x_d 为期望位置, x_1 为状态向量 x 的第一个变量。

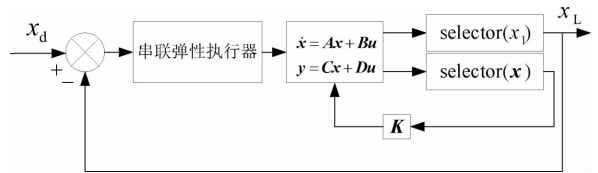


图 4 基于 ITAE 的控制器组成结构图

Fig. 4 The structure diagram of the controller based on ITAE

对于五阶状态空间模型,已知基于 ITAE 控制器准则的阶跃输入下传递函数的最优模型为

$$R(s) = s^5 + 2.8\omega_n s^4 + 5.0\omega_n^2 s^3 + 5.5\omega_n^3 s^2 + 3.4\omega_n^4 s + \omega_n^5 \quad (20)$$

令 $R(s)=0$, 则可获得期望的极点值。通过极点配置方法, 可获得相应的状态反馈增益矢量 $\mathbf{K}=[K_1, K_2, K_3, K_4, K_5]$ 。设计的控制器结构为

$$u = K_1(x_{pr} - x_{pf}) - K_2\dot{x}_{pf} + K_3(x_{Lr} - x_{Lf}) - K_4\dot{x}_{Lf} - K_5 p_L \quad (21)$$

式中: x_{pr} 、 x_{Lr} 分别为活塞参考位移输入量和负载参考位移输入量, m; x_{pf} 、 x_{Lf} 分别为活塞位移反馈量和负载位移反馈量, m; $\dot{x}_{pf}$ 、 $\dot{x}_{Lf}$ 分别为活塞速度反馈量和负载速度反馈量, m/s。

系统性能主要由控制增益矢量 $\mathbf{K}$ 决定, 状态变量越重要, 其误差分量应尽可能小, 其增益应越大, 并用其绝对值表示。在理论计算中, 将弹簧刚度取 $K_s = K_{hmin}/10 = 4.95 \times 10^5$ N/m。由式(18)得 $\omega_n = \omega_{hmin} = 155.36$ rad/s, $\omega_L = 49.63$ rad/s, 并且由式(17)计算固有频率 $\omega_n = 47.39$ rad/s。代入式(20), 得到 ITAE 多项式为

$$R(s) = s^5 + 132.692s^4 + 1.1229 \times 10^4 s^3 + 5.8536 \times 10^5 s^2 + 1.7148 \times 10^7 s + 2.3902 \times 10^8$$

令 $R(s)=0$, 可获得控制增益矢量 $\mathbf{K}=[2.4 \times 10^{-3}, -2.4 \times 10^{-3}, 2.26 \times 10^{-5}, -2.51 \times 10^{-4}, 1.62 \times 10^{-12}]$ 。

相应的控制器为

$$u = 2.4 \times 10^{-3}(x_{pr} - x_{pf}) - 2.4 \times 10^{-3}\dot{x}_{pf} + 2.26 \times 10^{-5}(x_{Lr} - x_{Lf}) - 2.51 \times 10^{-4}\dot{x}_{Lf} - 1.62 \times 10^{-12} p_L \quad (22)$$

3 动态控制性能分析

3.1 负载工况的设定

(1) 纯惯性负载工况。假设液压 SEA 在水平方向上运动, 其负载为纯惯性负载 m_L , 如图 5 所示。设负载力为其重力, 预期输出位移为 $x_L = L_1 = 0.5$ m。

(2) 纯惯性-复合负载切换工况。假设液压 SEA 在水平方向上运动, 初始阶段驱动的是纯惯性

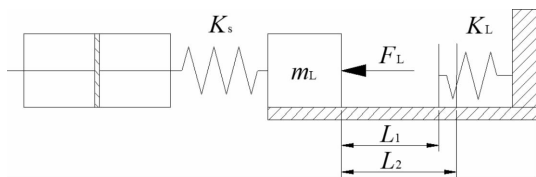


图 5 SEA 负载工况示意图

Fig. 5 Schematic diagram of SEA load conditions

负载 m_L , 此阶段无负载力, 当运动 $L_1 = 0.5$ m 施加弹性载荷 K_L , 如图 5 所示, 考虑了两种工况, 即纯惯性负载工况及切换至复合负载工况。开始时有效负载只是纯惯性负载, 在切换点 $L_1 = 0.5$ m 处, 施加弹性负载, 预期负载输出力 $F_L = 3000$ N, 预期负载位移为 $x_L = L_2$ 。在负载切换工况下采用 ITAE 控制器对 SEA 进行控制, 并与基于灰狼优化算法的 PD 控制器^[26] (GWO-PD) 进行性能对比。

3.2 纯惯性负载下的性能分析

3.2.1 不同控制器下的性能分析

在纯惯性负载工况下, 其中 $m_L = 200$ kg, SEA 弹簧刚度 $K_s = 4.95 \times 10^5$ N/m, 预期负载位移 $x_L = 0.5$ m。对比采用 ITAE 控制器和 GWO-PD 控制器的阶跃响应负载位移变化曲线, 如图 6 所示。其中 ITAE 控制时响应速度最快, 在 3.5 s 达到稳态, 稳态误差为 0.12%; GWO-PD 控制时响应速度较快, 在 4 s 达到稳态, 稳态误差为 1.99%。仿真结果表明, ITAE 控制器响应速度快 12.5%, 稳定误差小 93%, 具有更好的动态位置控制性能。

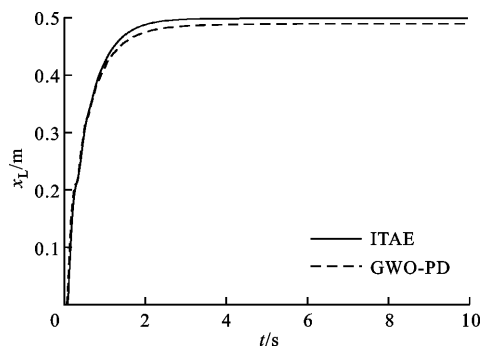


图 6 纯惯性负载下不同控制器的负载位移动态变化

Fig. 6 The dynamic change of load displacement of different controllers under pure inertial load

3.2.2 不同惯性负载下的性能分析

在纯惯性负载工况下, 其中 SEA 弹簧刚度 $K_s = 4.95 \times 10^5$ N/m, 预期负载位移 $x_L = 0.5$ m。对比 m_L 分别为 10 kg、50 kg 和 200 kg 时采用 ITAE 控制的阶跃响应负载位移变化曲线, 如图 7 所示。随着惯性负载的增加, 系统响应速度减慢。稳态误差基本不变。仿真结果表明, 随着惯性负载的增大, 系统快速响应性略微变差, 稳定性基本不变。表明采用 ITAE 控制器时, 对大惯性负载具有良好的适应性。

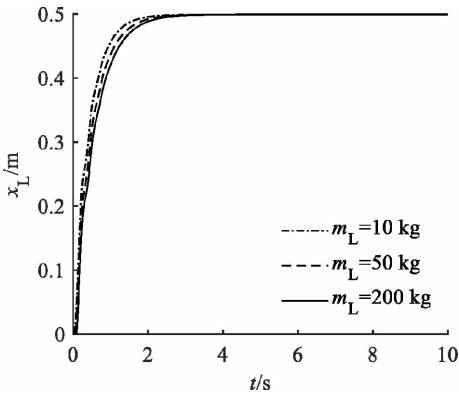


图 7 ITAE 控制器下不同惯性负载的负载位移动态变化
Fig. 7 The dynamic change of load displacement of different inertial loads under the ITAE controller

3.3 负载切换工况下的性能分析

3.3.1 弹簧刚度变化

根据上述设定的切换工况,其中 $m_L=200\text{ kg}$,环境刚度 $K_L=4.95\times10^5\text{ N/m}$,将表 2 中 β_e, d_1, L 等取值代入可计算得 $K_{hmin}=4.95\times10^6\text{ N/m}$,代入 2.1 节中确定的串联弹簧刚度范围,可得 $K_s\in[4.95\times10^4\text{ N/m}, 4.95\times10^6\text{ N/m}]$,预期负载位移 $x_L=0.506\text{ m}$ 。可获得不同串联弹簧刚度下采用两种控制器的阶跃响应负载位移变化曲线,如图 8、9 所示。采用 GWO-PD 控制器时,GWO 优化算法优化后的值为 $K_p=0.000\ 2, K_d=0.000\ 01$ 。随着弹簧刚度 K_s 的减小, x_L 稳定值略微减小,达到快速响应性基本不变,稳态误差分别为 1.03%、1.04%,但当 $K_s=4.95\times10^4\text{ N/m}$ 时表现为连续高频振荡,其最大振荡误差为 13.83%。采用 ITAE 控制器时,在负载工况切换前 x_L 快速响应性增加,在切换点处振荡最大,为 1.87%,之后快速适应新的负载并保

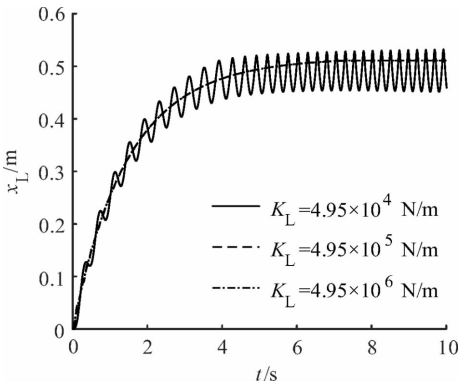


图 8 不同 K_s 下 GWO-PD 控制器的负载位移动态变化
Fig. 8 The dynamic change of the load displacement of the GWO-PD controller under different K_s

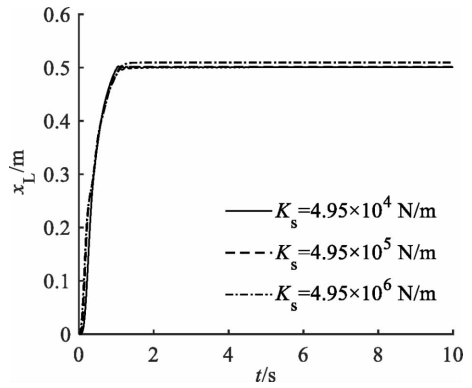


图 9 不同 K_s 下采用 ITAE 控制器的负载位移动态变化
Fig. 9 The dynamic changes of load displacement using ITAE controller under different K_s

持稳定。随着弹簧刚度 K_s 的减小, x_L 的稳定值减小,稳态误差略增大,分别为 0.79%、0.85%、1.09%。与 GWO-PD 控制器相比,ITAE 控制器响应速度快 80%,稳定误差小 18%,过渡过程波动小,尤其当串联弹簧刚度小时适应性好。表明 ITAE 控制器可以很好地满足 SEA 串联弹簧刚度的变化。

3.3.2 环境刚度变化

根据上述设定的切换工况,其中 $m_L=200\text{ kg}$,串联弹簧刚度 $K_s=4.95\times10^5\text{ N/m}$,环境刚度 $K_L=4.95\times10^4\sim4.95\times10^{20}\text{ N/m}$,对应预期负载位移 $x_L=0.56\sim0.5\text{ m}$ 。可获得不同环境刚度下采用两种控制器的阶跃响应负载位移变化曲线,如图 10、11 所示。采用 GWO-PD 控制器时,GWO 优化算法优化后的值为 $K_p=0.000\ 2, K_d=0.000\ 01$ 。在负载切换点处平滑过渡,且随着环境刚度 K_L 的增加, x_L 的稳定值减小,快速响应性减小,稳态误差分别为 3.57%、0.99%、0.22% 及 0.22%。采用 ITAE

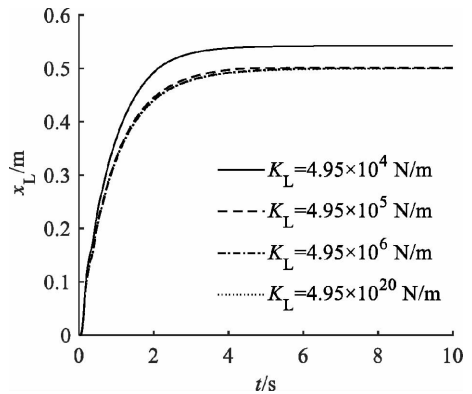


图 10 不同 K_L 下 GWO-PD 控制器的负载位移动态变化
Fig. 10 The dynamic change of the load displacement of the GWO-PD controller under different K_L

控制器时,在负载工况切换前 x_L 快速增加,在切换点处波动小,之后快速适应新的负载并保持稳定。随着环境刚度 K_L 的增加, x_L 的稳定值减小,稳态误差分别为 1.96%、0.39%、0.04%,在 $K_L=4.95 \times 10^{20}$ N/m 时表现为连续的高频振荡,最大振荡误差为 0.12%。可见,与 GWO-PD 控制器相比,ITAE 控制器响应速度快 81%,稳定误差小 45%,鲁棒性好,但在负载切换点处存在微小波动。综合可知,ITAE 控制器可以很好地适应环境刚度变化。

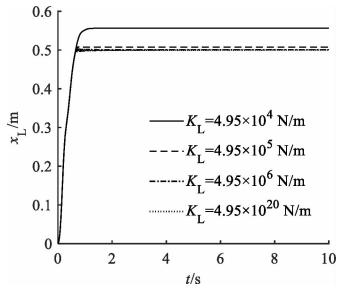


图 11 不同 K_L 下 ITAE 控制器的负载位移动态变化
Fig. 11 The dynamic changes of load displacement of ITAE controller under different K_L

4 实验测试

搭建实验平台测试 SEA 的位置控制性能,如图 12 所示。液压 SEA 测试装置,包括被测 SEA 含液压控制阀、液压缸和串联弹簧,负载、电控单元及液压源等,采用竖直布置的方式,借助载重质量块的自重实现液压缸输出端的加载,通过 LVDT 测试串联弹性执行器的位移变化。将构建的 ITAE 控制器算法和 GWO-PD 控制器算法及相关参数输入 C-Space 控制平台,而后开展两种控制方法下的性能测试,设定负载质量为 200 kg,期望位移量为 0.5 m。

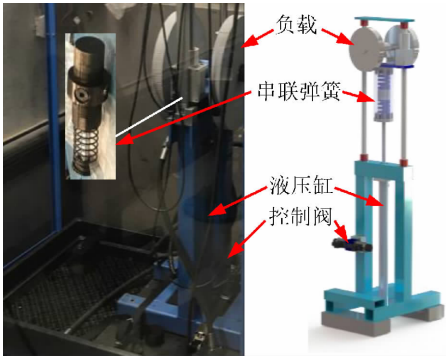


图 12 液压 SEA 测试装置
Fig. 12 Hydraulic SEA test device

实验测试结果如图 13 所示,对比了采用 ITAE 控制器和 GWO-PD 控制器时阶跃响应下的负载位移变化。其中 ITAE 控制器响应速度最快,最大超调量为 1.54%,在 3.8 s 达到稳态;GWO-PD 控制器响应速度较快,在 4.3 s 达到稳态。由于实物参数设置和测试环境的影响,实验结果存在较小超调,与仿真结果存在一定差异,但总体变化趋势基本一致,验证了理论模型的合理性和控制器设计的有效性。综合仿真和实验结果,可知 ITAE 控制下 SEA 具有良好的动态位置控制性能。

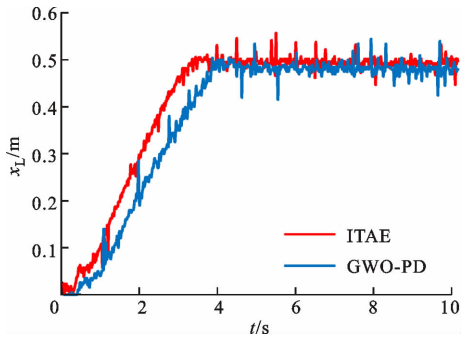


图 13 纯惯性负载下不同控制器的负载位移动态变化
Fig. 13 The dynamic change of load displacement of different controllers under pure inertial load

5 结 论

(1)建立了液压串联弹性执行器五阶状态空间模型,综合考虑 SEA 的控制特点和性能要求,设计了 ITAE 控制器,并通过分析 SEA 等效弹簧刚度对控制性能的影响确定出串联弹簧刚度的合理取值范围。

(2)分析了纯惯性负载工况下,采用 ITAE 控制器和 GWO-PD 控制器下 SEA 阶跃响应动态位置控制性能。实验结果与仿真结果基本吻合,表明了采用 ITAE 控制器时,SEA 的动态位置响应速度快,稳定性好,且具有较高的控制精度。

(3)研究了纯惯性-复合负载切换工况下,采用 GWO-PD 控制器与 ITAE 控制器的 SEA 阶跃响应动态位置控制性能。结果表明,与 GWO-PD 控制器相比,ITAE 控制器快速响应性好,稳态误差小,鲁棒性好,但在负载切换点存在微小波动。综合可知,ITAE 控制器可以较好地适应串联弹簧刚度或环境刚度在一定范围内的变化,尤其适用于 SEA 串联弹簧刚度比较小的应用工况。

参考文献:

- [1] 李尚达, 孙珊珊, 宋鹏飞. 国产工业机器人发展与应用研究 [J]. 锻压装备与制造技术, 2019, 54(1): 59-61.
- LI Shangda, SUN Shanshan, SONG Pengfei. Study on development and application of domestic industrial robots [J]. China Metalforming Equipment & Manufacturing Technology, 2019, 54(1): 59-61.
- [2] 许威, 闫瞳, 许鹏, 等. 特种机器人行业的新锐: 四足仿生机器人 [J]. 机器人产业, 2021(4): 50-57.
- XU Wei, YAN Tong, XU Peng, et al. A new cutting-edge in the special robotics industry: four-legged bionic robot [J]. Robot Industry, 2021(4): 50-57.
- [3] 纵怀志, 张军辉, 张堃, 等. 液压四足机器人元件与液压系统研究现状与发展趋势 [J]. 液压与气动, 2021, 45(8): 1-16.
- ZONG Huaizhi, ZHANG Junhui, ZHANG Kun, et al. Research progress and development of hydraulic components and systems for hydraulic actuated quadruped robot [J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2021, 45(8): 1-16.
- [4] 邵念锋, 周秦源, 邵晨阳, 等. 基于 SEA 的机器人关节柔顺特性研究 [J]. 组合机床与自动化加工技术, 2020(11): 33-37, 41.
- SHAO Nianfeng, ZHOU Qinyuan, SHAO Chenyang, et al. Research on joint compliance of robot based on SEA [J]. Modular Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique, 2020(11): 33-37, 41.
- [5] 王风华, 史英明, 万媛. 串联弹性驱动器的控制策略应用于工业机器人 [J]. 科学技术与工程, 2020, 20(2): 642-647.
- WANG Fenghua, SHI Yingming, WAN Yuan. Industrial robot control strategy of series elastic actuator [J]. Science Technology and Engineering, 2020, 20(2): 642-647.
- [6] 孙宁, 程龙. 串联弹性驱动器设计、建模及在机器人上的应用 [J]. 自动化学报, 2021, 47(7): 1467-1483.
- SUN Ning, CHENG Long. Design and modeling of series elastic actuators with applications in robot [J]. Acta Automatica Sinica, 2021, 47(7): 1467-1483.
- [7] HERBIN P, PAJOR M. Human-robot cooperative control system based on serial elastic actuator bowden cable drive in ExoArm 7-DOF upper extremity exoskeleton [J]. Mechanism and Machine Theory, 2021, 163: 104372.
- [8] 陈朝峰, 杜志江, 张慧, 等. 基于柔性驱动关节的下肢外骨骼双模态切换控制 [J]. 机器人, 2021, 43(5): 513-525.
- CHEN Chaofeng, DU Zhijiang, ZHANG Hui, et al. Double-mode switching control of a lower limb exoskeleton based on flexible drive joint [J]. Robot, 2021, 43(5): 513-525.
- [9] 陈豫生, 张琴, 熊蔡华. 截瘫助行外骨骼研究综述: 从拟人设计依据到外骨骼研究现状 [J]. 机器人, 2021, 43(5): 585-605.
- CHEN Yusheng, ZHANG Qin, XIONG Caihua. From anthropomorphic design basis to exoskeleton research status: a review on walking assist exoskeletons for paraplegics [J]. Robot, 2021, 43(5): 585-605.
- [10] LEE C, OH S. Development, analysis, and control of series elastic actuator-driven robot leg [J]. Frontiers in Neurorobotics, 2019, 13: 17.
- [11] GUENTHER F, VU H Q, IIDA F. Improving legged robot hopping by using coupling-based series elastic actuation [J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2019, 24(2): 413-423.
- [12] MAZUMDAR A, SPENCER S J, HOBART C, et al. Parallel elastic elements improve energy efficiency on the STEPPR bipedal walking robot [J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2017, 22(2): 898-908.
- [13] CONVENS B, DONG Dianbiao, FURNÉMONT R, et al. Modeling, design and test-bench validation of a semi-active propulsive ankle prosthesis with a clutched series elastic actuator [J]. IEEE Robotics and Automation Letters, 2019, 4(2): 1823-1830.
- [14] SUN Xiaojun, SUGAI F, OKADA K, et al. Variable transmission series elastic actuator for robotic prosthesis [C]// 2018 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA). Piscataway, NJ, USA: IEEE, 2018: 2796-2803.
- [15] 刘晓敏, 耿德旭, 赵云伟, 等. 气动柔性机械手指运动学研究 [J]. 机械设计, 2015, 32(12): 6-11.
- LIU Xiaomin, GENG Dexu, ZHAO Yunwei, et al. Kinematic investigation on flexible pneumatic robot fingers [J]. Journal of Machine Design, 2015, 32(12): 6-11.
- [16] UZUNOVIC T, SABANOVIC A, YOKOYAMA M, et al. Novel algorithm for effective position/force control [J]. IEEE Journal of Industry Applications, 2019, 8(6): 960-966.
- [17] SOLANES J E, GRACIA L, MUÑOZ-BENAVENT P, et al. Robust hybrid position-force control for robotic surface polishing [J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2019, 141(1): 011013.
- [18] 柯贤锋, 王军政, 何玉东, 等. 基于力反馈的液压足式机器人主/被动柔顺性控制 [J]. 机械工程学报, 2021, 55(1): 1-10.

- 2017, 53(1): 13-20.
- KE Xianfeng, WANG Junzheng, HE Yudong, et al. Active/passive compliance control for a hydraulic quadruped robot based on force feedback [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(1): 13-20.
- [19] GUO Feng, CHENG Gang, PANG Yusong. Explicit dynamic modeling with joint friction and coupling analysis of a 5-DOF hybrid polishing robot [J]. Mechanism and Machine Theory, 2022, 167: 104509.
- [20] 李敏, 陈佳洲, 何博, 等. 多段连续结构手功能康复外骨骼运动规划与结构优化 [J]. 西安交通大学学报, 2019, 53(10): 1-9.
- LI Min, CHEN Jiazhou, HE Bo, et al. Motion planning and structure optimization of a multi-segment mechanism-based hand rehabilitation exoskeleton [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2019, 53(10): 1-9.
- [21] 陈琳, 刘华辉, 马忠睿, 等. 基于关节耦合补偿提高机器人绝对定位精度 [J]. 装备制造技术, 2020(10): 1-3, 9.
- CHEN Lin, LIU Huahui, MA Zhongrui, et al. Influence of joint coupling on absolute positioning accuracy of robot [J]. Equipment Manufacturing Technology, 2020(10): 1-3, 9.
- [22] 朱圣晨, 李敏, 徐光华, 等. 多段连续结构的外骨骼手指功能康复机器人 [J]. 西安交通大学学报, 2018, 52(6): 17-22, 121.
- ZHU Shengchen, LI Min, XU Guanghua, et al. Finger exoskeleton for rehabilitation of finger extension and flexion by multi-segment mechanism [J]. Journal of Xi'an Jiaotong University, 2018, 52(6): 17-22, 121.
- [23] 王春行. 液压控制系统 [M]. 北京: 机械工业出版社, 1999: 49.
- [24] 杨勇. 液压刚度理论在故障分析中的应用 [J]. 液压与气动, 2012(11): 89-91, 100.
- YANG Yong. Applying hydraulic stiffness theory on fault analysis [J]. Chinese Hydraulics & Pneumatics, 2012(11): 89-91, 100.
- [25] DORF R C, BISHOP R H. Modern control systems [M]. 11th ed. Upper Saddle River, NJ, USA: Pearson/Prentice Hall, 2008: 330-338.
- [26] ŞEN M A, KALYONCU M. Grey wolf optimizer based tuning of a hybrid LQR-PID controller for foot trajectory control of a quadruped robot [J]. Gazi University Journal of Science, 2019, 32(2): 674-684.
- (编辑 赵炜 刘杨)