

文章编号: 1001-0920(2016)07-1192-07

DOI: 10.13195/j.kzyjc.2015.0621

不确定扰动下双起升桥吊双吊具 鲁棒自适应滑模同步协调控制

徐为民, 徐攀

(上海海事大学 航运技术与控制工程交通部重点实验室, 上海 201306)

摘要: 双起升桥吊双吊具存在的参数摄动和不确定干扰问题严重影响了双吊具同步协调运行的效果. 鉴于此, 分析桥吊双吊具不同工作模式的运行特性, 采用交叉耦合策略, 提出一种基于参数自整定的双吊具鲁棒自适应滑模同步协调控制方法. 采用变边界层技术解决滑膜控制需折中稳态误差和抖振平滑的难题, 利用自整定切换函数增益消除不确定扰动, 并利用 Lyapunov 理论证明控制器的渐近稳定性. 桥吊控制实验表明了所提出方法的有效性.

关键词: 双起升双吊具桥吊; 同步控制; 滑模控制; 变边界层; 切换增益自整定

中图分类号: TP273

文献标志码: A

Robust adaptive sliding mode synchronous control of double-container for twin-lift overhead cranes with uncertain disturbances

XU Wei-min, XU Pan

(Key Lab of Marine Technology and Control Engineering, Ministry of Communications, Shanghai Maritime University, Shanghai 201306, China. Correspondent: XU Wei-min, E-mail: wmxu@shmtu.edu.cn)

Abstract: The synchronous control of the twin-lift containers suffers from the internal parametric perturbations, friction and external disturbances commonly existing in double-container overhead crane systems. A self-tuning based robust adaptive sliding-mode control is suggested by employing a cross-coupling strategy on the basis of the operational mode analysis for the double-container system. A self-tuning switching gain is designed to suppress the uncertain disturbances. A varying boundary layer method is developed when the uncertain disturbances are persistently occurred. The global stability of the suggested controller is proved by using the Lyapunov theory. The overhead crane experimental results show the effectiveness of the proposed approach.

Keywords: double-container; synchronous control; sliding mode control; varying boundary layer; self-tuning switching gain

0 引言

在双吊具的同步协调运行过程中, 吊具起升系统呈现出时变非线性的特性、双载荷的差异、双吊具的耦合效应和外界干扰等不确定性, 使得双吊具难以同步协调地运行. 双起升桥吊双吊具载荷为势能负载, 大多数多轴同步系统的负载为惯性负载或动能负载, 国内外针对势能负载同步控制问题的研究较少^[1-2]. 目前, 多轴同步协调控制问题主要有主从策略^[3]、虚拟总轴策略^[4]、耦合策略^[5-13]等. 在近几年中, 采用耦合策略改进多轴同步控制的方法受到了

广泛关注, 文献[5]首次提出了交叉耦合同步控制策略, 该方法已成功应用于多轴系统的精确同步控制, 并取得了较好的控制效果^[6]. 另一方面, 多轴耦合同步控制策略的研究与应用仍存在一些需要深入研究的问题, 如, 多轴负载不同及其他不确定扰动影响下系统的同步协调问题, 在难以建立准确模型情况下的同步协调问题等. 为此, 许多学者将耦合策略与一些跟踪控制方法相结合, 提出了反馈线性化方法^[7]、最优控制方法^[8]、自适应控制方法^[9,14-15]、鲁棒控制方法^[10]等. 由于滑模控制方法具有结构简单、对模型参

收稿日期: 2015-05-18; 修回日期: 2015-11-25.

基金项目: 上海市自然科学基金项目(13ZR1418800); 交通部应用基础项目(2013329810190); 上海海事大学基金项目(20130456).

作者简介: 徐为民(1966—), 男, 副研究员, 从事控制理论与应用、复杂非线性系统控制、欠驱动机器人控制等研究; 徐攀(1988—), 男, 博士生, 从事复杂系统控制方法的研究.

数变化不敏感、能够抑制一定范围的未建模动态等特点, 一些学者将滑模控制方法与耦合策略相结合进行研究^[11-13]. 针对多轴系统存在不确定负载扰动的问题, 文献[14]采用分层递进滑模控制方法, 结合自适应扰动补偿技术解决了大的负载外界扰动条件下的同步控制, 并取得了较好的效果. 为了消除系统内部参数变化和外部扰动对同步控制的影响, 文献[15]针对同步励磁驱动系统控制问题设计了一种自适应控制器, 在已知系统模型和不确定性信息的条件下, 采用自适应机制估计控制器参数, 改善了系统在外部扰动和内部参数摄动条件下的控制性能.

上述文献提到的滑模同步控制方法也存在一些不足. 首先, 这些方法多采用饱和函数代替符号函数的方法进行简单的抑制抖振现象^[14], 属于准滑动模态控制方法. 从相轨迹的角度看, 理想的滑模控制是使得在一定范围内的系统状态均收敛到滑模面上, 而准滑动模态控制是使得在一定范围内的系统状态均收敛到滑模面的 ϕ 邻域内, 此时 ϕ 称为滑模面的边界层. 该方法不能保证系统状态收敛到滑模面的 ϕ 邻域内, 导致在不确定扰动始终存在的情况下, 系统稳态误差的大小和系统状态抖振平滑的程度成为一对矛盾. 为了保守地满足滑模存在的条件, 滑模切换控制律的增益往往选取较大值, 这会加剧系统状态的抖振现象^[16]. 此外, 为了实现同步系统的鲁棒控制, 一些控制方法往往还要求预先已知系统不确定性的结构或不确定性上界^[15], 或者采用较大的控制增益来抑制扰动^[17].

本文针对双起升桥吊双吊具势能负载同步协调控制的要求, 基于交叉耦合策略, 采用滑模控制的变边界层方法和切换增益自整定方法, 提出一种基于参数自整定滑模的桥吊双吊具同步协调控制方法. 该方法根据被控对象输入输出信息实时地调整滑模控制器的边界层厚度和切换函数增益值, 克服滑模控制边界层法在应用中需要折中稳态误差和抖振平滑的问题, 同时解决滑模控制方法中必须预先已知不确定扰动项上界的难题, 有效地克服了摩擦力扰动、桥吊内部参数变化和外界未知扰动, 并抑制了滑模控制的抖振现象, 确保了双吊具的同步协调控制. 桥吊控制实验表明了所提出方法的有效性.

1 问题描述

双吊具桥吊每个独立的吊具系统上装有一套电机驱动的升降电机、绕轮和吊具机构, 电机将驱动绕轮转动. 以吊具*i*为例, 在转子磁场定向时, 吊具*i*驱动电机两轴同步旋转, *d-q*坐标系下的非线性数学模型可写为^[14]

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \dot{\theta}_i \\ \psi_{dri} \\ i_{dsi} \\ i_{qsi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mu_i(t)\psi_{dri}i_{psi} - \frac{1}{J_i}[B_{mi}(\dot{\theta}_i)\dot{\theta}_i + G_i + \tau_{fi}(\dot{\theta}_i) + \tau_{di}(t)] \\ -\alpha_i(t)\psi_{dri} + \alpha_i(t)M_i i_{qsi} \\ -\gamma_i(t)i_{dsi} + \alpha_i(t)\beta_i(t)\psi_{dri} + n_{pi}\dot{\theta}_i i_{qsi} + \frac{\alpha_i(t)M_i i_{qsi}^2}{\psi_{dri}} \\ -\gamma_i(t)i_{qsi} + \beta_i n_{pi}\dot{\theta}_i \psi_{dri} - n_{pi}\dot{\theta}_i i_{dsi} - \frac{\alpha_i(t)M_i i_{qsi} i_{dsi}}{\psi_{dri}} \end{bmatrix} + \frac{1}{\sigma_i L_{si}(t)} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{dsi} \\ u_{qsi} \end{bmatrix}. \quad (1)$$

其中: $\theta_i \in R$ 为吊具*i*驱动电机的机械角位置(与绕轮半径相乘可得吊具*i*的绳长), 且 θ_i 有界; $\psi_{dri} \in R$ 为吊具*i*驱动电机的*d*轴转子磁通; $i_{dsi} \in R$ 与 $i_{qsi} \in R$ 分别为吊具*i*电机*d*轴和*q*轴定子电流; $u_{dsi} \in R$ 与 $u_{qsi} \in R$ 分别为吊具*i*电机的*d*轴与*q*轴定子电压; $\gamma_i(t)$ 、 $\alpha_i(t)$ 、 $\beta_i(t)$ 、 $\mu_i(t)$ 表示与吊具*i*电机定子和转子时变电(互)感系数、时变电阻值相关的变量; $\sigma_i \in R$ 为吊具*i*电机漏感系数; $n_{pi} \in R$ 、 $J_i \in R$ 分别为吊具*i*电机转子的极对数与转动惯量; $B_{mi}(\dot{\theta}_i) \in R$ 为吊具*i*电机非线性黏性阻力系数; $\tau_{di}(t) \in R$ 为吊具*i*电机的外部非线性扰动转矩, 且 $\tau_{di}(t)$ 有未知有限上界.

式(1)中, $\tau_{fi}(\dot{\theta}_i) \in R$ 为吊具*i*电机的摩擦力转矩. 在双吊具同步协调运行过程中, 不仅吊具电机内部存在摩擦阻力, 各吊具的起升装置和传动机构之间也普遍存在摩擦扰动. 通常对摩擦力模型描述有多种形式^[18], 其中LuGre模型考虑到摩擦力的动态效应, 能够更真实地反映摩擦力现象^[19-20].

当双吊具工作在互锁工作模式下时, 吊具1与吊具2的驱动电机重力转矩项之间会存在耦合, 将双吊具1、2和相应的负载视为质点. 互锁双吊具相互耦合关系如图1所示.

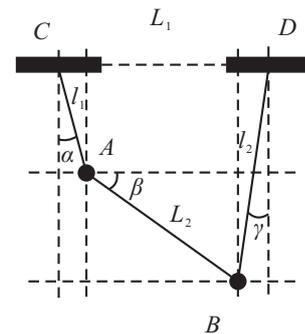


图1 互锁工作模式下双吊具运动耦合关系

图1中: 质点A、B分别表示双负载; 设吊具双负载的质量已知, 为 m_1 、 m_2 ; AB为双吊具间的刚性互

锁连杆, 固定长度为 L_2 , 其质量远小于负载质量, 可以忽略; 已知双吊具驱动电机间的固定距离 CD 为 L_1 ; 吊绳 1 和吊绳 2 的长度 $|AC|$ 和 $|BD|$ 分别记为 l_1 和 l_2 ; α 、 β 、 γ 为双吊绳与相关方向的夹角. 设 $F_1 \in R$ 、 $F_2 \in R$ 为双吊绳的张力, $T \in R$ 为连杆的拉力, g 为重力加速度.

通过对双吊具耦合运动的受力分析, 可以得到绳长与吊绳拉力间的关系^[13]为

$$\begin{aligned} F_1 \cos \alpha &= T \sin \beta + m_1 g, \\ F_1 \sin \alpha &= T \cos \beta; \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} F_2 \cos \gamma &= m_2 g - T \sin \beta, \\ F_2 \sin \gamma &= T \cos \beta. \end{aligned} \quad (3)$$

双吊具绳长变化的耦合关系为

$$\begin{aligned} L_1 &= l_1 \sin \alpha + L_2 \cos \beta + l_2 \sin \gamma, \\ l_2 \cos \gamma &= L_2 \sin \beta + l_1 \cos \alpha. \end{aligned} \quad (4)$$

在式(4)中, 绳长 l_1 和 l_2 是变量, 可以通过桥吊测量装置检测获取. 联立式(2)和(3)可以分别得到 F_1 、 F_2 关于 l_1 、 l_2 的函数关系.

为了设计控制器, 将感应电机的转速机械方程(1)改写为

$$\begin{aligned} J_i \ddot{\theta}_i + B_{mi}(\dot{\theta}_i) \dot{\theta}_i + G_i &= \\ K_{Ti}(t) i_{qsi} - \tau_{fi}(\dot{\theta}_i) - \tau_{di}(t). \end{aligned} \quad (5)$$

其中: $K_{Ti}(t) i_{qsi}$ 为吊具 i 驱动电机的电磁转矩; $K_{Ti}(t) = (3/2) n_{pi} (M_i / L_{ri}) \psi_{dri}^* \psi_{dri}^*$ 为吊具 i 驱动电机的参考磁通; i_{qsi} 为吊具 i 驱动电机的控制输入.

滑模控制的设计需要利用被控对象数学描述的“粗略”信息, 由于双吊具模型参数会发生变化, 同时摩擦扰动和外部扰动等呈现出的非线性特性, 为便于控制器设计, 选取一个参考电机模型

$$J_r \ddot{\theta}_{ri} + B_{mr} \dot{\theta}_{ri} = K_{Tr} i_{qsi}. \quad (6)$$

其中: J_r 为吊具电机的转动惯量, B_{mr} 为吊具电机的参考黏性系数, θ_{ri} 为吊具 i 电机的参考旋转角位置, K_{Tr} 为吊具电机的参考电磁转矩系数, $K_{Tr} i_{qsi}$ 为吊具 i 电机的参考电磁转矩, i_{qsi} 为吊具 i 电机的参考控制输入.

考虑式(6), 式(5)所描述的感应电机动力学方程可以写为

$$J_r \ddot{\theta}_i + B_{mr} \dot{\theta}_i = K_{Tr} i_{qsi} - d_i(t, \dot{\theta}_i). \quad (7)$$

其中 $d_i(t, \dot{\theta}_i)$ 为吊具 i 电机的聚合扰动, 表示为

$$\begin{aligned} d_i(t, \dot{\theta}_i) &= \\ G_i + \tau_{fi}(t) + \tau_{di}(t) + \Delta J_i \ddot{\theta}_i + \\ \Delta B_{mi}(\dot{\theta}_i) \dot{\theta}_i - \Delta K_{Ti}(t) i_{qsi}, \end{aligned} \quad (8)$$

$\Delta J_i = J_i - J_r$, $\Delta B_{mi}(\dot{\theta}) = B_{mi}(\dot{\theta}) - B_{mr}$, $\Delta K_{Ti}(t) =$

$K_{Ti}(t) - K_{Tr}$. 可以看出, $d_i(t, \dot{\theta}_i)$ 呈现出依赖于时间或转速的非线性特性, 它始终存在于双吊具运行过程中. 为方便, 将 $d_i(t, \dot{\theta}_i)$ 简写为 d_i .

针对双吊具系统(7), 在聚合扰动 d_i 的最大值 $d_{i \max}$ 未知的情况下, 设计一种基于参数自整定的滑模同步控制器, 使得跟踪误差 e_i 和同步误差 ϵ_i 能迅速收敛到零, 并且能抑制聚合扰动对控制性能的影响. 此外, 在保证控制器稳定性和稳态误差很小的情况下, 使得系统状态在滑模面附近的抖振现象尽可能地减小.

2 参数自整定的滑模同步协调控制器设计

为了设计滑模控制器, 作如下假设.

假设 1 式(8)中 ΔJ_i 不精确知道, 但有未知上界.

假设 2 式(8)中非线性连续函数 $\Delta B_{mi}(\dot{\theta}_i)$ 、 $\Delta K_{Ti}(t)$ 和 $\tau_{fi}(t)$ 有界, 但上下界全部未知. $\tau_{di}(t)$ 为非线性函数, 有界且未知, 连续性未知. 在双吊具独立工作模式下 G_i 为未知常量, 在互锁工作模式下为连续的非线性函数, 其上下界均未知.

通过以上假设, 并给定常数 J_r 、 B_{mr} 和 K_{Tr} , 根据式(8)可以得到 d_i 有未知上界.

2.1 动态滑模同步协调控制器设计

定义吊具 i 的位置跟踪误差为

$$e_i = \theta_d - \theta_i, \quad (9)$$

其中 θ_d 为各吊具电机的期望角位置. 有 $e_i \leq e_M$, $e_M \in R$ 未知. 定义吊具 i 同步误差为

$$\epsilon_i = e_i - e_{i+1} = \theta_{i+1} - \theta_i. \quad (10)$$

定义吊具 i 的交叉耦合同步误差为

$$e_i^* = \epsilon_i + \beta_i \int_0^t \epsilon_i(\tau) d\tau, \quad (11)$$

其中 $\beta_i \in R^+$. 取滑模面为

$$S_i(t) = c_1 \dot{e}_i + c_2 e_i + c_3 \int_0^t e_i(\tau) d\tau + c_4 e_i^*, \quad (12)$$

其中 c_1 、 c_2 、 c_3 、 $c_4 \in R^+$. 为方便, 将 $S_i(t)$ 记为 S_i .

定义一个新的动态滑模面

$$\sigma_i = \dot{S}_i + z_i S_i, \quad (13)$$

其中常数 $z_i \in R^+$. 对式(13)求导, 得到

$$\dot{\sigma}_i = \ddot{S}_i + z_i \dot{S}_i. \quad (14)$$

采用指数趋近律, 即令

$$\dot{\sigma}_i = -\rho_i \operatorname{sgn}(\sigma_i) - k_i \sigma_i. \quad (15)$$

其中: $\operatorname{sgn}(\cdot)$ 为符号函数, 控制增益 ρ_i 、 $k_i \in R^+$.

考虑如下李雅普诺夫函数:

$$V_s(\sigma_i) = \frac{1}{2} \sigma_i^2 \geq 0, \quad (16)$$

对时间进行求导, 得

$$\dot{V}_s(\sigma_i) = \sigma_i \dot{\sigma}_i. \quad (17)$$

考虑式(15), 有

$$\begin{aligned} c_1 \ddot{e}_i + (c_1 + z_i c_2) \dot{e}_i + (c_2 + z_i c_3) e_i + \\ c_3 e_i + c_4 \dot{e}_i^* + z_i c_4 \ddot{e}_i^* = \\ -\rho_i \operatorname{sgn}(\sigma_i) - k_i \sigma_i. \end{aligned} \quad (18)$$

将式(6)代入(18), 整理得动态滑模控制律为

$$\dot{i}_{qsi} = \alpha_i \dot{i}_{qsi} + \beta_i f(e_i, e_i^*) - \gamma_i \rho_i \operatorname{sgn}(\sigma_i) - \gamma_i k_i \sigma_i. \quad (19)$$

其中

$$\begin{aligned} \alpha_i &= c_1 J_r / [B_{mr} + c_1 + z_i c_2], \\ \beta_i &= 1 / [(B_{mr} + c_1 + z_i c_2) K_{Tr}], \\ \gamma_i &= J_r^2 \beta_i, \\ f(e_i, e_i^*) &= \\ & - (c_1 + z_i c_2) J_r^2 \ddot{\theta}_d - [B_{mr}^2 - B_{mr}(c_1 + z_i c_2)] \dot{\theta}_d - \\ & [J_r^2 (c_2 + z_i c_3) - B_{mr}^2 + B_{mr}(c_1 + z_i c_2)] e_i + \\ & J_r^2 (c_3 e_i + c_4 \dot{e}_i^* + z_i c_4 \ddot{e}_i^*). \end{aligned}$$

$\alpha_i, \beta_i, \gamma_i$ 均为正常数. 则等效控制律为

$$u_{eq} = \alpha_i \dot{i}_{qsi} + \beta_i f(e_i, e_i^*), \quad (20)$$

切换控制律为

$$u_{sw} = -\rho_i \operatorname{sgn}(\sigma_i) - k_i \sigma_i. \quad (21)$$

注1 式(19)中的积分形式控制律消除了切换函数产生的不连续效应, 减少了控制律输出的抖振现象.

注2 将吊具模型式(7)和控制律(19)代入下式:

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}_i &= c_1 \ddot{e}_i + (c_1 + z_i c_2) \dot{e}_i + (c_2 + z_i c_3) e_i + \\ & c_3 e_i + c_4 \dot{e}_i^* + z_i c_4 \ddot{e}_i^*, \end{aligned} \quad (22)$$

可得

$$\dot{\sigma}_i = -\rho_i \operatorname{sgn}(\sigma_i) - k_i \sigma_i - d_i^*, \quad (23)$$

其中 $d_i^* = -\{c_1 \dot{d}_i - [c_1 B_{mr} + (c_1 + z_i c_2) J_r] d_i\} / J_r^2$, 表示与 d_i 有关的吊具 i 的聚合扰动.

式(23)表明, 切换增益 ρ_i 的取值与聚合扰动有关, 只要当 $\rho_i > d_i^*$ 时, 系统便满足滑模条件, 即 $\rho_i \dot{\rho}_i < 0$.

2.2 参数更新律设计

针对双吊具滑模同步控制律(19), 考虑如下新的控制律:

$$\begin{aligned} \dot{i}_{qsi} = \\ \alpha_i \dot{i}_{qsi} + \beta_i f(e_i, e_i^*) - |\hat{\rho}_i| \phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) - k_i \sigma_i. \end{aligned} \quad (24)$$

其中: $\hat{\rho}_i$ 为待设计的自整定切换控制律增益, 表征了系统不确定项的界; $\phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i)$ 为双极 sigmoid 函数, 具有如下形式:

$$\phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) = \frac{1 - e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i}}{1 + e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i}}. \quad (25)$$

$\hat{\lambda}_i$ 表示滑模边界层厚度的导数和双极 sigmoid 函数的陡度, $\hat{\lambda}_i$ 越小, sigmoid 函数的陡度越小, 相应的边界层厚度越大, 且越接近饱和函数 $\operatorname{sat}(\sigma_i)$, 控制的稳态误差也将变大, 但控制输出量的抖振程度会削弱. 所以, 如 $\hat{\lambda}_i$ 取为常值时, 需要折中考虑需要达到的控制精度和控制允许的抖振范围.

为推导 $\hat{\rho}_i$ 和 $\hat{\lambda}_i$ 的更新律, 选择 Lyapunov 函数

$$V_a = (1/2) e_i^2,$$

利用链式求导法则对其求导, 得到

$$\frac{dV_a}{dt} = \frac{\partial V_a}{\partial e_i} \frac{\partial e_i}{\partial \theta_i} \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \left(\frac{\partial i_{qsri}}{\partial \hat{\rho}_i} \frac{\partial \hat{\rho}_i}{\partial t} + \frac{\partial i_{qsri}}{\partial \hat{\lambda}_i} \frac{\partial \hat{\lambda}_i}{\partial t} \right). \quad (26)$$

其中: $\partial V_a / \partial e_i = e_i$, $\partial e_i / \partial \theta_i = -1$. 根据式(24)可以得到

$$\frac{\partial i_{qsri}}{\partial \hat{\rho}_i} = -\gamma_i \phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i), \quad \frac{\partial \hat{\rho}_i}{\partial t} = \dot{\hat{\rho}}_i, \quad \frac{\partial \hat{\lambda}_i}{\partial t} = \dot{\hat{\lambda}}_i.$$

下面分两步求得参数更新律. 首先, 记式(26)右边第1项为 \dot{V}_{a1} , 可以得到

$$\begin{aligned} \dot{V}_{a1} &= \frac{\partial V_a}{\partial e_i} \frac{\partial e_i}{\partial \theta_i} \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \frac{\partial i_{qsri}}{\partial \hat{\rho}_i} \frac{\partial \hat{\rho}_i}{\partial t} = \\ & e_i \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \gamma_i \phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) \dot{\hat{\rho}}_i, \end{aligned} \quad (27)$$

其中 $\dot{\hat{\rho}}_i$ 为待求的参数更新律. 为了使 \dot{V}_{a1} 保证负定形式, 令

$$\dot{\hat{\rho}}_i = -\eta_i \gamma_i^{-1} e_i \phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) \operatorname{sgn} \left(\frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \right), \quad (28)$$

其中 $\eta_i > 0$ 为任意选定的常数, 用来调整第 i 个吊具控制器参数更新律 $\hat{\rho}_i$ 变化的快慢.

类似地, 记式(26)右边第2项为 \dot{V}_{a2} , 可以得到

$$\begin{aligned} \dot{V}_{a2} &= \frac{\partial V_a}{\partial e_i} \frac{\partial e_i}{\partial \theta_i} \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \frac{\partial i_{qsri}}{\partial \hat{\lambda}_i} \frac{\partial \hat{\lambda}_i}{\partial t} = \\ & e_i \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \left[\gamma_i \hat{\rho}_i \frac{2\sigma_i e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i}}{(1 + e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i})^2} \right] \dot{\hat{\lambda}}_i, \end{aligned} \quad (29)$$

其中 $\dot{\hat{\lambda}}_i$ 为待求的参数更新律. 同样, 为了使 \dot{V}_{a2} 保证负定形式, 令

$$\dot{\hat{\lambda}}_i = -\mu_i \gamma_i^{-1} e_i \sigma_i \operatorname{sgn} \left(\frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \right) \hat{\rho}_i, \quad (30)$$

其中 μ_i 为任意选定的正常数, 用来调整吊具 i 控制器参数更新律 $\hat{\lambda}_i$ 变化的快慢.

注意到, 采用离散时间实现时, 如果采样时间足够小, 则参数更新律(28)、(30)中的 $\partial \theta_i / \partial i_{qsri}$ 可以用 $\Delta \theta_i / \Delta i_{qsri}$ 代替, $\Delta \theta_i$ 为当前采样周期 θ_i 的取值 $\theta_i(k)$ 与前一采样周期 θ_i 的取值 $\theta_i(k-1)$ 的差, Δi_{qsri} 为当前采样周期 i_{qsri} 的取值 $i_{qsri}(k)$ 与前一采样周期 i_{qsri} 的取值 $i_{qsri}(k-1)$ 的差.

3 控制器稳定性分析

定理1 对于式(1)所描述双吊具系统中吊具*i* ($i = 1, 2$)的电机, 构造式(13)形式的复合滑模面, 如果在式(24)形式控制律的作用下, 采用式(28)和(30)所示的自适应参数更新律, 则闭环系统是渐近稳定的.

证明 选取如下形式的李雅普诺夫函数:

$$V = \frac{1}{2}e_i^2 + \frac{1}{2}\sigma_i^2, \quad (31)$$

对*V*求导, 得

$$\dot{V} = e_i \dot{e}_i + \sigma_i \dot{\sigma}_i. \quad (32)$$

考虑式(26)、(27)和(29), 则式(32)变为

$$\begin{aligned} \dot{V} = & e_i \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \gamma_i \phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) \hat{\rho}_i + \\ & e_i \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \left[\gamma_i \hat{\rho}_i \frac{2\sigma_i e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i}}{(1 + e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i})^2} \right] \hat{\lambda}_i + \\ & \sigma_i [-|\hat{\rho}_i| \phi(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) - k_i \sigma_i]. \end{aligned} \quad (33)$$

将式(24)、(28)和(30)代入(33), 可以得到

$$\begin{aligned} \dot{V} = & -\eta_i e_i^2 \left| \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \right| \phi^2(\sigma_i, \hat{\lambda}_i) - \\ & \mu_i e_i^2 \sigma_i^2 \left| \frac{\partial \theta_i}{\partial i_{qsri}} \right| \frac{e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i}}{(1 + e^{-\hat{\lambda}_i \sigma_i})^2} \hat{\rho}_i^2 - |\hat{\rho}_i| |\sigma_i| - k_i \sigma_i^2. \end{aligned} \quad (34)$$

由式(34)可见, 当且仅当 $e_i = 0$ 或者 $\sigma_i = 0$ (滑模条件满足)时, $\dot{V} = 0$, 即对于 $\forall e_i \neq 0$ 和 $\forall \sigma_i \neq 0$ 都有 $\dot{V} < 0$.

综上所述, 对于 $\forall e_i \neq 0$ 和 $\forall \sigma_i \neq 0$, 都有 $\dot{V} = e_i \dot{e}_i + \sigma_i \dot{\sigma}_i < 0$, 如果 $\dot{V} = 0$, 当且仅当 $e_i = 0$ 或者 $\sigma_i = 0$. 于是, 吊具电机*i* ($i = 1, 2$)跟踪误差 e_i 将收敛到零. 由同步误差定义(10)和交叉耦合误差的定义(11)可以得到, 吊具电机*i*同步误差 ϵ_i 和交叉耦合误差 e_i^* 也能收敛到零, 因此闭环控制系统是渐近稳定的. \square

4 实验研究

4.1 实验设置

实验平台为一套双起升双吊具桥吊实验装置^[20], 结构如图2所示.

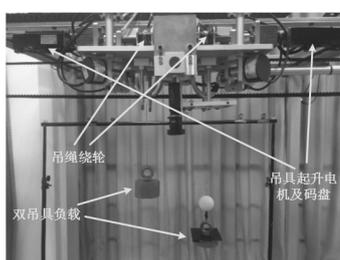


图2 双吊具同步伺服驱动机构

双起升双吊具桥吊实验平台通过一台研华工控机发出控制指令传递给起升电机放大器, 进而驱动两台交流吊具起升电机实现双吊具的升降作业. 吊具负载的位置可分别由吊具驱动电机的编码器得到, 即

$$h = h_0 + (2\pi RN)/(FPE).$$

其中: N 为驱动电机编码器的值, $R = 0.015$ m为转动轴半径, $F = 4$ 为控制板卡倍频数, $E = 25$ 为伺服驱动机构的减速比, $P = 1000$ 为码盘的分辨率, h_0 为负载初始位置.

实验系统中, 模拟量输出卡PCI6208输出响应为 $130 \mu\text{s}$, 每个吊具驱动电机系统响应时间为 5 ms, 编码器的响应时间不大于 $6.7 \mu\text{s}$, PCI运动控制卡采集输入量的频率为 3.2 MHz, 最小采样时间为 $0.3 \mu\text{s}$, 研华工控机PCI总线的延时为 $0.3 \mu\text{s}$. 实验中, 将双吊具电机驱动系统及吊具机构作为控制对象, 控制实验中采样周期取为 1 ms^[21], 控制程序采用Delphi7编写, 将采集的实时数据保存在内存单元中, 利用Matlab离线绘制响应曲线, 分析实验结果.

4.2 实验结果和分析

针对所提出的控制方法, 设置3种不同负载情况分别进行双吊具同步协调控制实验研究.

实验情况1 双吊具独立工作模式下相同负载的同步协调控制. 双吊具负载同为 2 kg, 期望位置为 0.5 m, 在实验过程中使桥吊小车突然启动, 并经过一段距离制动. 由图3可见, 在此情况下, 双吊具最终的同步误差渐近收敛到零, 整个运行过程中保持了较好的同步精度, 并在 4 s左右到达指定位置. 注意到, 实验环境比仿真环境要复杂得多, 存在更多的不确定性扰动, 使得系统状态有可能“停留”在滑模面附近, 导致最终的同步误差较大. 文中的变边界层滑模方法使

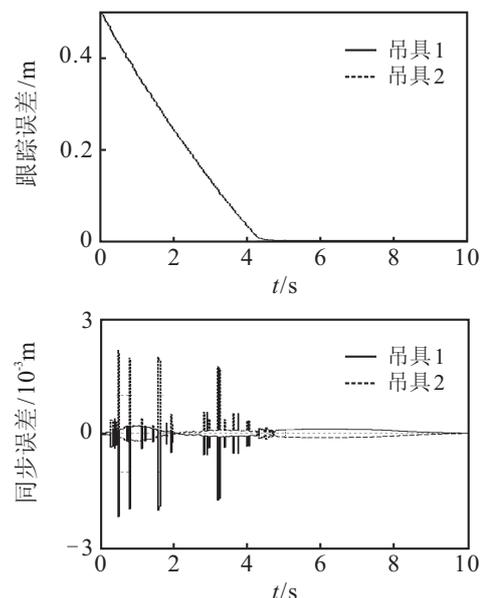


图3 独立工作模式下双吊具的跟踪误差和同步误差

不在滑模面上的系统状态始终保持趋近滑模面的趋势, 即根据系统状态相对于滑模面的位置来调整边界层厚度, 从而使系统状态不会“停留”在滑模面附近, 双吊具最终的同步误差渐近收敛到零.

实验情况2 独立工作模式下负载不同的同步控制. 双吊具1、2的负载分别为3 kg和5 kg, 期望位置为0.5 m. 在此实验情况下, 驱动电机已运行一段时间, 其温度较实验情况1有所升高. 针对吊具负载的相对运动对驱动电机转矩的影响, 以及极端情况下摩擦、风扰等外部扰动对驱动电机转矩的影响, 在双吊具起降过程中, 手动给其中一个吊绳施加沿竖直方向的力, 实验结果如图4所示.

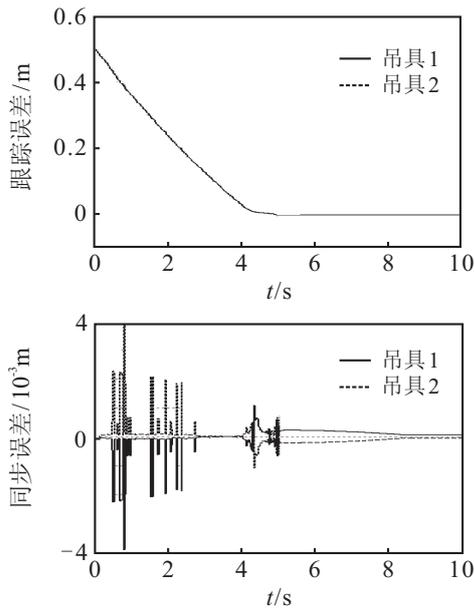


图4 独立工作模式下负载不同时双吊具的控制误差

由图4与图3对比可见, 虽然此情况较实验情况1最终的同步误差有所增大, 但总体还是保持了较好的同步精度. 在运动初期(2.5s之前), 同步误差较大, 一直保持在2 mm左右. 这是由于双吊具的负载不同, 对整个双吊具同步协调系统造成了很大的干扰, 但是同步误差整体的趋势是渐近收敛的, 最终只有很小的稳态误差, 这在实际上是可以接受的. 更有意义的是, 本文所验证的方法无需知道双吊具聚合不确定扰动的上界.

实验情况3 互锁工作模式下负载不同的同步控制. 吊具1的负载为2 kg, 吊具2的负载为5 kg, 两个吊具使用刚性杆相互紧锁, 期望位置为0.5 m, 实验过程中手动给其中一个吊绳施加沿竖直方向的力. 由图5可见, 在互锁模式下, 虽然存在双势能负载的耦合扰动, 但同样保持了较好的同步效果, 体现了控制器对强耦合影响有较好的抑制作用.

本文所验证的方法实现了较好的双吊具同步协调控制效果. 与文献[1-2]相较来看, 具有如下优点:

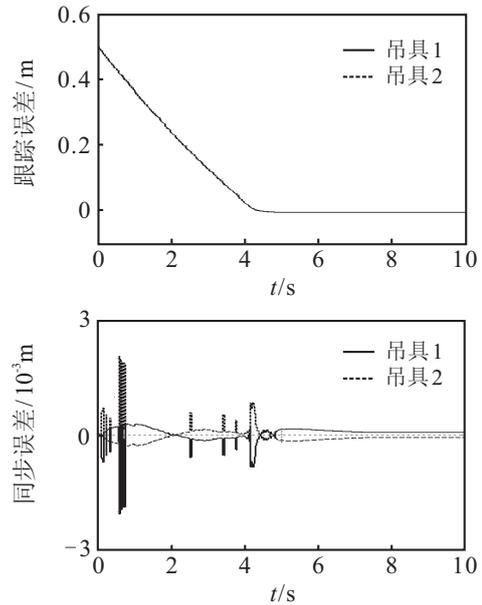


图5 互锁工作模式下负载不同时双吊具的控制误差

1) 采用了变边界层技术保证系统状态能够在任何情况下到达滑模面, 克服了在系统状态进入边界层后不确定扰动存在的情况下, “准滑模控制”可能出现系统状态“停留”在滑模面领域内的问题; 2) 采用切换增益自整定的方法使得滑模控制器在设计时无需知晓双吊具不确定扰动的上界, 这在工程应用中是非常方便的. 此外, 在不同实验情况中加入了3种符合实际的扰动情况, 验证了所提出方法具有响应速度快、同步精度高、鲁棒性强、易于实现等特点.

5 结论

本文基于交叉耦合的策略, 提出了一种基于参数自整定的鲁棒自适应双吊具势能负载滑模同步协调控制方法. 解决了在不确定扰动始终存在时滑模控制边界层法在应用中需要折中稳态误差和抖振平滑的问题, 在较好的防抖效果下保证了更小的稳态误差. 同时, 解决了滑模控制方法中必须预先已知不确定扰动项上界的难题, 有效地抑制了控制量的抖振现象. 通过数值仿真和物理实验的对比分析证实, 所提出的方法能够克服目前滑模同步协调控制研究中存在的一些问题, 保证桥吊双吊具势能负载系统按照期望的同步精度要求运行, 具有响应速度快、稳态误差小、同步精度高、鲁棒性强等特点.

参考文献(References)

- [1] 赖锡坤, 朱大奇, 顾伟. 基于滑模控制的双起升场桥双吊具同步控制[J]. 控制工程, 2007, 14(增): 145-147.
(Lai X K, Zhu D Q, Gu W. Synchronization control of double container crane based on sliding modes control[J]. Control Engineering of China, 2007, 14(S): 145-147.)
- [2] 徐攀, 徐为民, 谭莹莹, 等. 基于自适应扰动补偿的多电机时变滑模控制[J]. 控制工程, 2013, 20(S0): 218-227.

- (Xu P, Xu W M, Tan Y Y, et al. Time-varying sliding mode control of multiple-motor based on adaptive disturbance compensation[J]. *Control Engineering of China*, 2013, 20(S0): 218-227.)
- [3] Shen Q, Zhang T. A novel adaptive synchronization control of a class of master-slave large-scale systems with unknown channel time-delay[J]. *Commun in Nonlinear Science and Numer Simu*, 2015, 22(1/2/3): 83-91.
- [4] 吴其华, 徐邦荃. 多电机同步传动控制系统分析[J]. *兵工自动化*, 2003, 22(1): 20-24.
(Wu Q H, Xu B Q, Analysis of synchronized control system for multi-motor[J]. *Ordnance Industry Automation*, 2003, 22(1): 20-24.)
- [5] Koren Y. Cross-coupled biaxial computer controls for manufacturing systems[J]. *Trans of the ASME*, 1980, 102(4): 265-272.
- [6] Umesh Bhagat, Bijan Shirinzadeh, Leon Clark, et al. Experimental investigation of robust motion tracking control for a 2-DOF flexure-based mechanism[J]. *IEEE/ASME Trans on Mechatronics*, 2014, 19(6): 1737-1745.
- [7] Ali Bidram, Ali Davoudi, Frank L Lewis, et al. Distributed cooperative secondary control of microgrids using feedback linearization[J]. *IEEE Trans on Power Systems*, 2013, 28(3): 3462-3470.
- [8] Marvin H M Cheng, Aniruddha Mitra, Cheng-Yi Chen. Synchronization controller synthesis of multi-axis motion system[J]. *Int J Innovative Computer Information and Control*, 2011, 7(7B): 4395-4410.
- [9] Marvin H Cheng, Yue Juan Li, Ezzat G Bakhom. Controller synthesis of tracking and synchronization for multi-axis motion system[J]. *IEEE Trans on Control System Technology*, 2014, 22(1): 378-386.
- [10] Wang H, Wang D, Peng Z, et al. Robust adaptive dynamic surface control for synchronized path following of multiple underactuated autonomous underwater vehicles[C]. *The 33rd Chinese Control Conf. Nanjing: IEEE*, 2014: 1949-1954.
- [11] 曹玲芝, 马跃军. 基于偏差耦合的PMSM滑模变结构同步控制[J]. *微特电机*, 2012, 40(9): 56-58.
(Cao L Z, Ma Y J. Sliding mode synchronization control of pmsm based on relative coupling strategy[J]. *Small & Special Electrical Machines*, 2012, 40(9): 56-58.)
- [12] Zhang Chang-fan, Wen Long, Xiao Yuan-yuan, et al. Sliding mode variable structure-based multi-shaft synchronous control method and its application in printing press[C]. *IEEE Int Conf Control and Automatic. Hangzhou: IEEE*, 2013: 1082-1086.
- [13] 徐攀, 徐为民, 谭莹莹, 等. 双起升桥吊双吊具互锁的自适应滑模同步控制[J]. *上海交通大学学报*, 2013, 47(12): 1940-1947.
(Xu P, Xu W M, Tan Y Y, et al. Adaptive sliding mode synchronous control of locked double-container of overhead crane[J]. *J of Shanghai Jiaotong University*, 2013, 47(12): 1940-1947.)
- [14] 徐攀, 徐为民, 褚建新. 双起升桥吊双吊具同步协调控制[J]. *控制理论与应用*, 2013, 30(10): 1300-1308.
(Xu P, Xu W M, Chu J X. Synchronous control of double-container in overhead crane system[J]. *Control Theory & Application*, 2013, 30(10): 1300-1308.)
- [15] Wei Ming-yen, Liu Tian-hua. Design and implementation of an online tuning adaptive controller for synchronous reluctance motor drives[J]. *IEEE Trans on Industrial Electronics*, 2013, 60(9): 3644-3657.
- [16] Chen Chin-sheng, Chen Li-yeh. Robust cross couple synchronous control by shaping position commands in multi-axes system[J]. *IEEE Trans on Industrial Electronics*, 2012, 59(12): 4761-4773.
- [17] Dou H, Wang S. Robust adaptive motion/force control for motion synchronization of multiple uncertain two-link manipulators[J]. *Mechanism and Machine Theory*, 2013, 67(2013): 77-93.
- [18] Chen Chao-yun, Cheng Ming-yang. Adaptive disturbance compensation and load torque estimation for speed control of a servomechanism[J]. *Int J Machine Tools & Manufacture*, 2012, 59(2012): 6-15.
- [19] Canudas de Wit C, Olsson H, Astrom K J, et al. A new model for control of systems with friction[J]. *IEEE Trans Automatic Control*, 1995, 40(3): 419-425.
- [20] Freidovich L, Robertsson A, Shiriaev A, et al. LuGre-model-based friction compensation[J]. *IEEE Trans on Control Systems Technology*, 2010, 18(1): 194-200.
- [21] Liu Bo. Sliding mode control and its application in study of anti-sway and positioning for overhead cranes[D]. *Shanghai: Key Lab of Marine Technology and Control Engineering, Shanghai Maritime University*, 2012: 33-37.

(责任编辑: 郑晓蕾)