



基于自适应观测器的液压锚杆钻机全局终端滑模有限时间转速控制

张振^{1,2}, 郭一楠^{3,4*}, 朱松^{1,2}, 焦峰³, 巩敦卫⁵

1. 中国矿业大学数学学院, 徐州 221116

2. 江苏省应用数学(中国矿业大学)中心, 徐州 221116

3. 中国矿业大学(北京)机械与电气工程学院, 北京 100083

4. 深部煤矿采动响应与灾害防控国家重点实验室, 淮南 232001

5. 青岛科技大学自动化与电子工程学院, 青岛 266061

* 通信作者. E-mail: guoyinan@cumt.edu.cn

收稿日期: 2023–12–26; 修回日期: 2024–02–17; 接受日期: 2024–05–29; 网络出版日期: 2024–08–06

国家自然科学基金(批准号: 62303464, U23A20340, 62373358, 62333016, 61973305, 52121003)、国家重点研发计划(批准号: 2022YFB4703700)、教育部系统控制与信息处理重点实验室基金(批准号: Scip202203)和深部煤矿采动响应与灾害防控国家重点实验室开放基金(批准号: SKLMRDPC22KF21)资助项目

摘要 在煤矿巷道支护中, 液压锚杆钻机转速系统具有显著的死区、时变参数、内部外部扰动等非线性特性, 使其转速跟踪控制存在精度低、速度慢和超调等问题, 从而无法实现高质量和高效率的支护作业. 为了解决上述问题, 提高煤矿巷道支护的自动化程度、增强安全性和可靠性, 设计一种高效的控制方法十分必要. 鉴于此, 本文提出一种基于自适应扩张状态观测器的全局终端滑模有限时间控制方法. 首先, 基于跟踪误差, 设计一种自适应扩张状态观测器, 该观测器能够通过自适应调整估计增益实时响应系统动态, 实现扰动估计和系统跟踪性能的改善, 从而有效克服转速系统的非线性特性, 改善动态性能. 其次, 构建一种快速、平滑、连续的收敛函数, 并有机融合跟踪误差和估计误差, 设计一种新颖的全局终端滑模面; 并根据李雅普诺夫(Lyapunov)方法, 提出全局终端滑模控制律, 有效改善转速系统的稳态性能. 基于此, 将观测器估计的扰动在滑模控制律中加以补偿, 构成所提控制器. 最后, 基于李雅普诺夫稳定理论, 论证转速系统的有限时间稳定性, 并通过对比实验验证所提方法的有效性.

关键词 液压锚杆钻机, 滑模控制, 扩张状态观测器, 有限时间稳定, 收敛函数

1 引言

在煤矿巷道支护过程中, 液压锚杆钻机作为一种重要的巷道支护设备, 对安全生产起着至关重要的作用. 钻机的主要任务是在围岩中钻孔, 并安装锚杆锚索, 以保证巷道的安全性和稳定性^[1]. 钻进过

引用格式: 张振, 郭一楠, 朱松, 等. 基于自适应观测器的液压锚杆钻机全局终端滑模有限时间转速控制. 中国科学: 信息科学, 2024, 54: 1884–1906, doi: 10.1360/SSI-2023-0412
Zhang Z, Guo Y N, Zhu S, et al. Global terminal sliding-mode finite-time rotary control of hydraulic roofbolter based on an adaptive observer (in Chinese). Sci Sin Inform, 2024, 54: 1884–1906, doi: 10.1360/SSI-2023-0412

程中,面对复杂的巷道围岩特性,合理且有效地控制钻机的转速,能够提高钻孔的质量和效率,降低事故风险,实现高效、安全和高质量的钻孔作业.因此,开展液压锚杆钻机转速控制研究具有重要的理论意义和工程价值.

液压锚杆钻机是一种典型的电液伺服系统,具有显著的非线性特性,包括执行器结构和磁滞等导致的死区非线性、围岩性状变化导致的负载非线性、液压油泄露和温度变化导致的参数时变性,以及摩擦非线性等^[2].此外,巷道支护作业目前仍然很大程度上依赖人工,无法满足煤矿生产少人化和智能化作业需求,而且人工上锚支护作业效率和岩孔成型质量低,存在安全风险^[3].现有控制方法往往也不能同时满足液压锚杆钻机速度快、精度高、无超调的控制要求.因此,面向煤矿巷道支护,开展高效的液压锚杆钻机转速控制方法,能够有效推动支护作业机器人化,保证煤矿安全生产.

针对液压锚杆钻机及其相关非线性系统,学者们已提出诸多控制方法,比如反步控制^[4,5]、自抗扰控制^[6,7]、滑模控制^[8,9]等.反步控制方法广泛适用于非线性系统,且对系统不确定性参数和外部扰动具有一定鲁棒性.但是,该方法依赖逐步的微分计算,导致控制设计较为复杂^[10].自抗扰控制中,扩张状态观测器能够实时估计扰动,因此,该方法具有较强的鲁棒性,适用于复杂系统控制.Chen等^[11]采用线性扩张状态观测器处理集总扰动,有效改善了系统的抗扰动能力.为了揭示积分链和集总扰动的深刻含义,Chen等^[12]进一步讨论和发展了自抗扰控制方法.为了抑制推力矢量飞行器的复杂不确定性,向飞宇等^[13]设计了基于线性扩张状态观测器的自抗扰控制策略,并根据气动舵优先和跟踪误差最小化原则,给出了控制输入的合理分配方案,从而有效提高了系统鲁棒性和跟踪性能.为克服扩张状态观测器对控制增益的依赖,Chen等^[14]提出了基于控制增益符号的改进自抗扰控制方法,丰富了自抗扰控制理论.但是,由于高阶离散型过渡过程的设计难度较大且待整定参数较多,导致该方法在高阶系统中的应用受限^[15].为了处理系统扰动和改善控制性能,Chen等^[16]基于Q滤波器,设计了一种基于线性扰动观测器的自抗扰控制方法.此外,Chen等^[17]通过定量分析估计误差,研究了一种线性增广观测器,并深入讨论了该观测器无偏估计的充要条件.姚慧颖等^[18]设计了一种基于当前和历史数据的扰动估计方法,有效抑制了系统集总扰动的影响.上述研究成果为钻机控制提供了重要的技术支持,且丰富了观测器理论和自抗扰控制方法.

相比于前两种控制方法,滑模控制不依赖于系统精确模型,对时变参数和外部扰动不敏感,而且设计简单^[19~21].Liu等^[22]采用线性滑模面,设计了一种自适应滑模控制器,抑制了滑模抖振且提高了系统动态性能.针对起重机系统,Yao等^[23]基于全部状态变量,设计了线性滑模面和时滞补偿器,提出了滑模补偿控制方法,改善了系统鲁棒性和跟踪精度.为了提高滑模鲁棒性,Li等^[24]设计了自适应积分滑模控制器,有效抑制了滑模抖振,改善了系统的动态性能.为了解决有限时间控制问题,Liang等^[25]设计了基于时间调节函数的积分滑模面,提出了一种预定时间积分滑模控制器,保证了系统的有限时间收敛性.Mu等^[26]提出了改进的终端滑模面,研究了有限时间非奇异滑模终端控制,提高了系统的跟踪性能.针对空天飞行器的爬升控制,程怡新等^[27]采用神经网络和扰动观测器实时估计系统扰动,并根据不同高度飞行模态,设计了具有软切换能力的终端滑模控制方法,提高了不同飞行模态下的跟踪精度.Sun等^[28]基于系统全状态,设计了一种两阶段非奇异终端滑模面,研究了有限时间终端滑模控制,提高了系统的跟踪性能.Yu等^[29]将线性和终端滑模控制策略相融合,提出了一种固定时间滑模控制方法,在不依赖于初始条件的前提下,确保了系统的固定时间收敛性.为了更好地抑制滑模抖振,保障系统的全局滑模鲁棒性和稳定性,全局滑模控制逐渐受到学者们的关注^[30].Malge等^[31]基于指数函数,设计了一种非奇异终端滑模面,构造了全局滑模控制器,保证了系统的全局稳定性,提高了响应速度和跟踪性能.上述滑模控制方法虽然取得了较好的控制效果,但是抗扰动能力较弱.

传统的滑模控制研究, 往往采用符号鲁棒项提高系统抗扰动能力, 这可能会导致系统的高频切换^[32]. 相比于符号鲁棒项, 扩张状态观测器能够有效估计系统扰动, 显著提高系统的抗扰动能力并抑制高频切换^[33]. 鉴于此, 学者们将扩张状态观测器引入滑模控制^[34], 以改善系统的动态和稳态性能, 并将其成功应用于马达驱动系统^[35]、电力系统^[36]、机器人系统^[37]和电液伺服系统^[38]等. 针对电力系统变换器控制问题, Liu 等^[39]提出一种基于线性扩张状态观测器的二阶线性滑模控制方法, 有效抑制了电压超调, 提高了跟踪性能. 针对四旋翼无人机系统, 李鸿一等^[40]采用扰动观测器估计系统扰动, 并基于事件触发策略, 设计了自适应线性滑模控制器, 降低了无人机系统的网络传输需求, 提高了系统的鲁棒性. 然而, 上述扰动观测器并未考虑不确定参数的影响. 鉴于此, Zhao 等^[41]设计了参数自适应律, 构建了一种自适应线性扩张状态观测器, 用于估计系统的不确定项和扰动; 进而, 设计了反步积分滑模控制方法, 改善了系统的跟踪性能. 为了改善扩张状态观测器的估计精度和系统的收敛性能, Ye 等^[42]设计了一种半全局预定时间扩张状态观测器, 并提出一种不依赖于初始条件和参数的非奇异滑模自抗扰控制方法. 为了进一步改善系统的抗扰动能力, Fan 等^[43]采用级联线性扩张状态观测器估计扰动. 针对具有强时变扰动的液压锚杆钻机系统, Zhang 等^[44]基于设定的跟踪误差阈值, 构建了一种混合扩张状态观测器, 提出了一种积分滑模控制方法, 提高了系统的抗扰动能力、动态和稳态性能. 然而, 上述混合观测器结构较复杂. 鉴于此, Zhang 等^[45]基于系统高阶可测状态, 设计了降阶自适应扩张状态观测器, 简化了观测器设计, 并改善了估计性能. 进一步, 设计了一种基于性能指标的线性滑模控制方法, 保证了控制系统能够满足跟踪精度要求. 在上述控制方法中, 尽管文献^[45]提出了结构更加简单的扩张状态观测器, 但是该观测器依赖高阶可测状态, 导致增加了控制成本和系统故障率, 且适用范围有限. 此外, 文献^[44, 45]采用自适应技术进一步抑制了扰动估计误差和时变参数, 解决了符号鲁棒项引起控制器高频切换问题, 抑制了时变参数的影响, 但是增加了滑模控制设计的复杂度.

鉴于此, 为了解决上述两个挑战, 本文融合扩张状态观测器的估计性能和系统跟踪性能, 设计了一种基于自适应扩张状态观测器的全局终端滑模有限时间控制方法. 本文主要贡献如下:

(1) 结合跟踪误差, 设计了一种自适应扩张状态观测器. 该观测器不仅能够实时响应系统跟踪动态, 自适应调整其估计性能, 实现跟踪性能和估计性能的协同改善, 而且具有参数数量少、数值低、整定简单的优点.

(2) 结合状态估计误差, 提出一种全局终端滑模控制律. 该控制律不仅能够提高系统的全局滑模鲁棒性, 保证有限时间稳定性, 而且能够有效抑制扰动估计误差的影响, 避免控制器高频切换现象.

本文其他章节安排如下: 第 2 节建立液压锚杆钻机转速系统模型; 第 3 节设计系统控制器, 并给出闭环系统的稳定性分析; 第 4 节通过对比仿真和实验验证所提方法的有效性; 第 5 节对全文进行总结, 并给出未来的研究方向.

2 液压锚杆钻机转速系统模型

液压锚杆钻机转速系统如图 1 所示. 异步电机驱动定量泵, 将液压油输送到电液比例阀, 控制器通过调节阀芯开度, 使液压马达的输出转速能够跟踪转速设定值, 从而有效切削围岩, 实现钻孔任务. 通常, 围岩由多种岩石分层构成, 岩石特性差异导致钻机在钻进过程中存在显著的外部扰动. 电液比例阀的固有死区特性和系统内的不可测扰动, 使系统具有非线性特性. 为便于控制器设计, 引入死区补偿策略^[44, 46], 并将内/外部扰动等非线性因素看作集总扰动, 构建液压锚杆钻机转速系统模型^[47, 48].

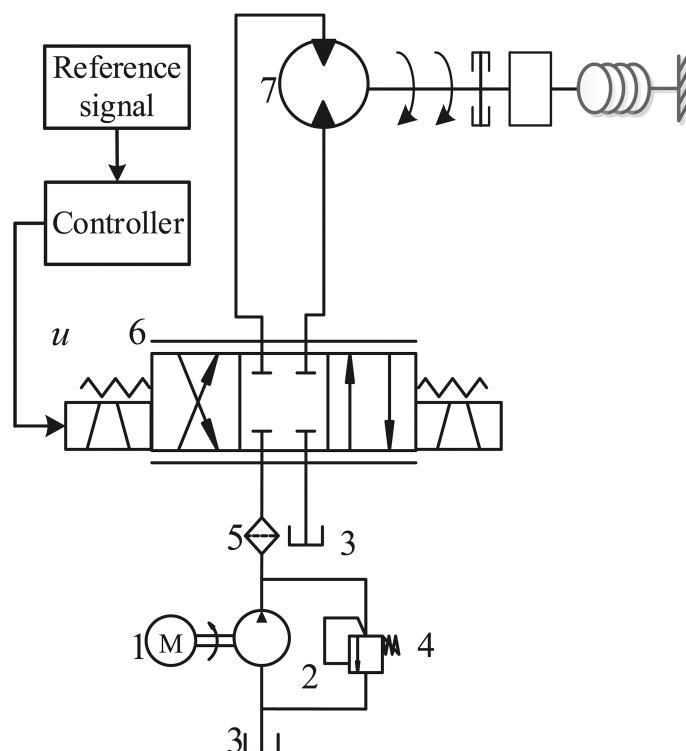


图1 旋转系统结构 (1 异步电机, 2 单向定量泵, 3 油箱, 4 安全阀, 5 滤油器, 6 液压比例阀, 7 液压马达)

Figure 1 Rotary system structure (1 asynchronous motor, 2 one-way quantitative pump, 3 oil tank, 4 safety valve, 5 oil filter, 6 hydraulic proportional valve, 7 hydraulic motor)

2.1 液压马达动态特性

液压马达作为转速系统的动作执行器, 其转速是在液压油压强和流量的作用下调节的. 定义 $q(t)$ 为建模误差, 通常由内部泄漏和未建模因素产生. 基于此, 液压马达的转速与液压油压强和流量之间的关联关系满足

$$D_m \dot{\theta}_m = Q_L - C_t P_L - \frac{V_r}{4\beta_e} \dot{P}_L + q(t), \quad (1)$$

其中, D_m 是排量, θ_m 是转角, Q_L 是负载流量, C_t 是总的内部泄漏系数, P_L 是负载压强, V_r 是液压马达的容量, β_e 是液压油的有效体积模量.

令 Δ_r 为无法建模的因素, 如摩擦转矩和外部扰动等, 则液压马达和负载之间的转矩关系为

$$D_m P_L = J_t \ddot{\theta}_m + B_t \dot{\theta}_m + G_t \theta_m + T_t + \Delta_r, \quad (2)$$

其中, T_t 是负载扭矩, J_t 是总惯性, B_t 是总等效黏性阻尼系数, G_t 表示总等效刚度.

2.2 液压比例阀动态特性

电液比例阀是系统的控制执行器. 它通过控制阀芯位移, 调节液压油的流量和压强. 令 x_v 为阀芯位移, 其与液压油的流量和压强之间满足以下关系:

$$Q_L = C_d A_r x_v \sqrt{\frac{P_S - \text{sgn}(x_v) P_L}{\rho}}, \quad (3)$$

其中, P_S 是供油压强, C_d 是流量系数, ρ 是液压油密度, A_r 是阀芯梯度面积, $\text{sgn}(\cdot)$ 为符号函数, 有

$$\text{sgn}(\cdot) = \begin{cases} 1, & \cdot > 0, \\ 0, & \cdot = 0, \\ -1, & \cdot < 0. \end{cases} \quad (4)$$

令 I 为电流, 其与阀芯位移之间满足以下关系^[38]:

$$x_v = \begin{cases} -x_{v\max}, & I < I_{\min}, \\ k_v[I - d(I)], & I_{\min} \leq I \leq I_{\max}, \\ x_{v\max}, & I > I_{\max}, \end{cases} \quad (5)$$

$$d(I) = \begin{cases} \delta_l, & I \leq \delta_l, \\ I, & \delta_l < I \leq \delta_r, \\ \delta_r, & I \geq \delta_r, \end{cases} \quad (6)$$

其中, k_v 是增益, $x_{v\max}$ 是阀芯最大位移, $I_{\max}$ 和 $I_{\min}$ 分别表示最大和最小电流, δ_r 和 δ_l 是有界未知的死区参数. 令 $\delta = [\delta_r, \delta_l]^T$, $\hat{\delta} = [\hat{\delta}_r, \hat{\delta}_l]^T$ 和 $\tilde{\delta} = \hat{\delta} - \delta$ 是 δ 的估计值和估计误差.

引入死区补偿方法^[38], 式 (3) 转化为

$$Q_L = C_d A_r k_v [u + \tilde{\delta}^T (\bar{\alpha} + \bar{\beta})] \sqrt{\frac{P_S - \text{sgn}(x_v) P_L}{\rho}}, \quad (7)$$

其中 $\bar{\alpha} = [\alpha, 1 - \alpha]^T$, $\bar{\beta} = [\alpha \text{sgn}(\tilde{\delta}_r), (\alpha - 1) \text{sgn}(\tilde{\delta}_l)]^T \text{sat}(u)$. 当 $u \geq 0$ 时, $\alpha = 1$; 当 $u < 0$ 时, $\alpha = 0$. $\text{sat}(u)$ 表示分段函数, 记为

$$\text{sat}(u) = \begin{cases} 1 + \frac{u}{\tilde{\delta}_r}, & 0 \leq u < -\tilde{\delta}_r \text{ 且 } \tilde{\delta}_r < 0, \\ 1 + \frac{u}{\tilde{\delta}_l}, & -\tilde{\delta}_l < u < 0 \text{ 且 } \tilde{\delta}_l > 0, \\ 0, & \text{其他}. \end{cases} \quad (8)$$

结合式 (1), (2) 和 (7), 可得

$$\begin{aligned} \ddot{\theta}_m = & -\frac{4\beta_e C_t G_t}{V_r J_t} \theta_m - \frac{4\beta_e D_m^2 + 4\beta_e C_t B_t + V_r G_t}{V_r J_t} \dot{\theta}_m \\ & - \frac{4\beta_e C_t J_t + V_r B_t}{V_r J_t} \ddot{\theta}_m \\ & + \frac{4\beta_e C_d A_r k_v D_m}{V_r J_t \sqrt{\rho}} \sqrt{P_S - \text{sgn}(x_v) P_L} u \\ & - \frac{4\beta_e C_d A_r k_v D_m}{V_r J_t \sqrt{\rho}} \sqrt{P_S - \text{sgn}(x_v) P_L} \tilde{\delta}^T (\bar{\alpha} + \bar{\beta}) \\ & - \frac{1}{V_r J_t} [4\beta_e C_t (T_t + \Delta_r) + V_r (\dot{T}_t + \dot{\Delta}_r) - 4\beta_e D_m q(t)]. \end{aligned} \quad (9)$$

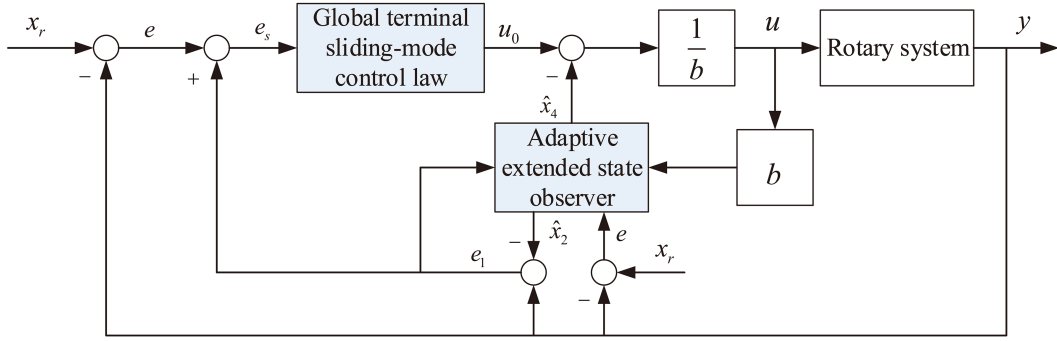


图2 (网络版彩图) 所提控制方法框架

Figure 2 (Color online) Proposed control method framework

2.3 系统模型

令 x_1, x_2, x_3 分别为系统的转角、角速度和角加速度, 记为 $[x_1, x_2, x_3]^T = [\theta_m, \dot{\theta}_m, \ddot{\theta}_m]^T$, 定义 u 和 y 分别是系统的输入和输出. 根据式 (9), 系统模型建立为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2, \\ \dot{x}_2 = x_3, \\ \dot{x}_3 = bu + f, \\ y = x_2, \end{cases} \quad (10)$$

其中 $b = \bar{b} - \tilde{b}$, $\bar{b}$ 是 b 的标么值, 可根据参数标么值计算获得. $\tilde{b}$ 是 $\bar{b}$ 和 b 的偏差, f 是集总扰动, $\bar{b}$ 和 f 表达如下:

$$\begin{aligned} \bar{b} &= \frac{4\beta_e C_d A_r k_v D_m}{V_r J_t \sqrt{\rho}} \sqrt{P_S - \text{sgn}(x_v) P_L}, \\ f &= -\frac{4\beta_e C_t G_t}{V_r J_t} x_1 - \frac{4\beta_e D_m^2 + 4\beta_e C_t B_t + V_r G_t}{V_r J_t} x_2 - \frac{4\beta_e C_t J_t + V_r B_t}{V_r J_t} x_3 \\ &\quad - \frac{4\beta_e C_d A_r k_v D_m}{V_r J_t \sqrt{\rho}} \sqrt{P_S - \text{sgn}(x_v) P_L} \tilde{\delta}^T (\bar{\alpha} + \bar{\beta}) - \frac{1}{V_r J_t} [4\beta_e C_t (T_t + \Delta_r) \\ &\quad + V_r (\dot{T}_t + \dot{\Delta}_r) - 4\beta_e D_m q(t)] + \tilde{b}u. \end{aligned}$$

3 控制器设计与分析

为了有效处理转速系统的时变集总扰动, 提高系统的动态和稳态性能, 本文提出一种基于自适应扩张状态观测器的全局终端滑模有限时间控制方法. 如图2所示, 该方法主要由自适应扩张状态观测器和全局终端滑模控制律构成. 其中, 自适应扩张状态观测器能够实时响应系统跟踪性能, 实现有效改善扰动估计和系统跟踪性能; 全局终端滑模控制律能够融合系统跟踪误差和估计误差, 产生高效的控制信号. 上述两种策略能够通过合理配合, 有效提高转速系统的动态和稳态性能.

3.1 自适应扩张状态观测器

为提高转速系统的动态性能和抗扰动能力, 基于跟踪误差和估计误差, 构建一种自适应扩张状态观测器. 定义 $e = x_r - x_2$ 是跟踪误差, $e_1 = x_2 - \hat{x}_2$ 是估计误差. 其中, x_r 是参考信号, $\hat{x}_2$ 是 x_2 的估

计值. 基于此, 设计自适应策略如下:

$$\varphi_i = l_i \omega^i(e) e_1, \quad (11)$$

其中 $i = 1, 2, 3$, $l_i = \frac{3!}{i(3-i)!}$, $\omega(e) = \exp(\tau|e|)$, $\tau > 1$ 为速度因子, 用于调节收敛速度. 这里, 将 f 扩展为一个新的状态量 x_4 , 并用 φ_i 代替经验知识函数 fal , 构建如下自适应扩张状态观测器:

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}}_2 = \hat{x}_3 + \varphi_1, \\ \dot{\hat{x}}_3 = bu + \hat{x}_4 + \varphi_2, \\ \dot{\hat{x}}_4 = \varphi_3, \end{cases} \quad (12)$$

其中 $\hat{x}_3$ 和 $\hat{x}_4$ 分别是 x_3 和 x_4 的估计值.

根据文献 [49] 给出的扩张状态观测器有界收敛性分析, 本小节在如下定理中对所提观测器的估计误差有限时间收敛性加以证明.

定理1 定义 $T_e > 0$ 和 $\varepsilon_i > 0$, 令 $e_i = x_{i+1} - \hat{x}_{i+1}$ 为系统状态估计误差, 基于上述自适应策略, 所提扩张状态观测器的估计误差具有有限时间收敛特性, 即当 $t \geq T_e$ 时, $|e_i| \leq \varepsilon_i$.

证明 令 $\hat{x}_4 = h$, 式 (10) 所示锚杆钻机转速系统模型转化为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2, \\ \dot{x}_2 = x_3, \\ \dot{x}_3 = bu + x_4, \\ \dot{x}_4 = h. \end{cases} \quad (13)$$

结合式 (12) 和 (13), 可得估计误差方程为

$$\begin{cases} \dot{e}_1 = e_2 - l_1 \omega(e) e_1, \\ \dot{e}_2 = e_3 - l_2 \omega^2(e) e_1, \\ \dot{e}_3 = h - l_3 \omega^3(e) e_1. \end{cases} \quad (14)$$

令 $z_i = \frac{e_i}{\omega^{i-1}}$, $Z = [z_1, z_2, z_3]^T$, 则有

$$\dot{Z} = \omega AZ + B \frac{h}{\omega^2}, \quad (15)$$

其中

$$A = \begin{bmatrix} -l_1 & 1 & 0 \\ -l_2 & 0 & 1 \\ -l_3 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}^T.$$

求解式 (15), 可得

$$Z(t) = \exp(\omega At) Z(0) + \int_0^t \exp(\omega A(t-\eta)) B \frac{h}{\omega^2} d\eta. \quad (16)$$

令

$$\rho(t) = \int_0^t \exp(\omega A(t-\eta)) B \frac{h}{\omega^2} d\eta. \quad (17)$$

在实际工程中, h 是有界的^[33]. 假设 $|h| \leq \sigma_2$, 可得

$$|\rho_i(t)| \leq \frac{\sigma_2}{\omega^3} (|(A^{-1}B)_i| + |(A^{-1} \exp(\omega At)B)_i|). \quad (18)$$

定义 $\lambda_1 = \max_{i=2,3} \{\frac{1}{l_3}, \frac{l_{i-1}}{l_3}\}$, 矩阵 A 和 B 满足 $|(A^{-1}B)_i| \leq \lambda_1$. 由于 A 是 Hurwitz 矩阵, 那么存在有限时间 T_e , 满足 $|\exp(\omega At)_{ij}| \leq \frac{1}{\omega^3}$, $j = 1, 2, 3$. 因此, 当 $t > T_e$ 时, $|\exp(\omega At)B|_i \leq \frac{1}{\omega^3}$. 进一步, 定义 $\lambda_2 = \max_{i=2,3} \{\frac{1}{l_3}, 1 + \frac{l_{i-1}}{l_3}\}$, 由于 $t > T_e$ 与 ωA 相关, 因此可得 $|(A^{-1} \exp(\omega At)B)_i| \leq \frac{\lambda_2}{\omega^3}$. 基于此, $\rho_i(t)$ 满足如下不等式:

$$|\rho_i(t)| \leq \frac{\sigma_2 \lambda_1}{\omega^3} + \frac{\sigma_2 \lambda_2}{\omega^6}. \quad (19)$$

令 $Z_\Sigma(0) = |z_1(0)| + |z_2(0)| + |z_3(0)|$, 当 $t > T_e$ 时, $\exp(\omega At)Z(0)$ 满足

$$|\exp(\omega At)Z(0)|_i \leq \frac{Z_\Sigma(0)}{\omega^3}. \quad (20)$$

根据式 (16), 可得

$$|z_i(t)| \leq |\exp(\omega At)Z(0)|_i + |\rho_i(t)|. \quad (21)$$

令 $e_\Sigma = |e_1(0)| + |e_2(0)| + |e_3(0)|$, 根据 $z_i = \frac{e_i}{\omega^{i-1}}$ 和式 (19)~(21), 可得, 当 $t > T_e$ 时, 存在正数 $\varepsilon_i > 0$, 满足

$$|e_i(t)| \leq \left| \frac{e_\Sigma(0)}{\omega^3} \right| + \left| \frac{\sigma_2 \lambda_1}{\omega^{4-i}} \right| + \left| \frac{\sigma_2 \lambda_2}{\omega^{7-i}} \right| = \varepsilon_i. \quad (22)$$

因此, 所提自适应线性扩张状态观测器的估计误差能够在有限时间内收敛.

注1 现有的扩张状态观测器均是基于系统状态估计误差来估计扰动的. 当面对强时变扰动时, 其无法根据系统跟踪状态做出及时调整, 从而使系统动态特性无法有效改善. 此外, 扩张状态观测器还面临参数量多、数值大、整定难的挑战. 相比而言, 所提自适应扩张状态观测器能够根据跟踪误差的动态变化, 自适应估计时变扰动, 从而有效提高系统的动态和稳态性能. 特别是, 所提观测器的参数 l_i 能够根据赫尔维茨 (Hurwitz) 稳定性理论选择, τ 可以根据工程需求灵活设定.

3.2 全局终端滑模控制律

观测器不可避免地会产生估计误差, 导致转速系统的动态和稳态性能恶化. 同时, 为了解决符号鲁棒项导致的控制器高频切换问题, 并保障系统的有限时间稳定性和全局鲁棒性, 根据系统跟踪误差和观测器估计误差, 设计全局终端滑模控制律.

令 $e_s = e + e_1$, 设计期望的终端滑模面如下:

$$s_1 = e_s + c_1 \dot{e}_s + c_2 \dot{e}_s^{p/q}, \quad (23)$$

其中 $c_1 > 0$, $c_2 > 0$, p 和 q 是奇数, 且满足 $1 < p/q < 2$.

基于式 (23), 全局终端滑模面设计为

$$s = s_1 - s_1(0)g(t), \quad (24)$$

其中 $s_1(0)$ 是 s_1 的初始值, $g(t)$ 是收敛函数. 为了保障 $g(t)$ 的快速收敛性, 已有研究通常将其设计为指数函数, 即 $g(t) = \exp(-k_g t)$, $k_g > 0$. 然而, 指数函数无法在有限的时间内收敛到 0, 难以保障良好

的全局鲁棒性. 为了解决该问题, 设计了一种连续、平滑、快速收敛函数, 即

$$g(t) = \begin{cases} \frac{1}{T_0^\alpha}(t - T_0)^\alpha, & t \leq T_0, \\ 0, & t > T_0, \end{cases} \quad (25)$$

其中 $\alpha > 1$, T_0 是收敛时间.

基于上述收敛函数和李雅普诺夫稳定性理论, 设计全局终端滑模控制律, 如下:

$$u_0 = u_{eq} + u_{sw}, \quad (26)$$

其中 $u_{eq} = \frac{1}{m_1}(\dot{e}_s - s_1(0)\dot{g}(t)) + m_2$ 是等效控制律, $u_{sw} = k_1 s + k_2 s^{q/p}$ 是鲁棒控制律, $m_1 = c_1 + c_2 \frac{p}{q} \dot{e}_s^{p/q-1}$, $m_2 = \ddot{x}_r - \varphi_2 - (\varphi_1)'$.

3.3 控制器设计及其稳定性分析

将自适应扩张状态观测器估计的扰动 $\hat{x}_4$ 在上述全局终端滑模控制律中加以补偿, 构成控制器如下:

$$u = \frac{u_0 - \hat{x}_4}{b}. \quad (27)$$

为了证明所提控制方法的有限时间稳定性, 引入了如下引理.

引理1 ([50]) 对于一个控制系统, 如果其李雅普诺夫函数 V 满足

$$\dot{V} \leq -\varpi_1 V - \varpi_2 V^\delta, \quad (28)$$

则该系统具有有限时间稳定性, 其收敛时间满足

$$t \leq \frac{1}{\varpi_1(1-\delta)} \ln \frac{\varpi_1 V^{1-\delta}(0) + \varpi_2}{\varpi_2}, \quad (29)$$

其中 $\varpi_1 > 0$, $\varpi_2 > 0$, $0 < \delta < 1$.

定理2 针对式 (10) 所示液压锚杆钻机转速系统, 基于式 (12) 和 (26) 构建的自适应线性扩张状态观测器和全局终端滑模控制律, 所提控制器能够保证系统的有限时间收敛稳定性, 且收敛时间满足

$$t \leq \frac{2}{m_1 k_1 (1 - q/p)} \ln \frac{k_1 V^{\frac{1-q/p}{2}}(0) + k_2}{k_2}. \quad (30)$$

证明 对式 (24) 所设计滑模面求导, 得

$$\begin{aligned} \dot{s} &= \dot{s}_1 - s_1(0)\dot{g}(t) \\ &= \dot{e}_s + c_1 \ddot{e}_s + c_2 \frac{p}{q} \dot{e}_s^{p/q-1} \ddot{e}_s - s_1(0)\dot{g}(t) \\ &= \dot{e}_s + m_1 \ddot{e}_s - s_1(0)\dot{g}(t) \\ &= \dot{e}_s + m_1 (\ddot{x}_r - \ddot{x}_2) - s_1(0)\dot{g}(t) \\ &= \dot{e}_s + m_1 (m_2 - bu - \hat{x}_4) - s_1(0)\dot{g}(t). \end{aligned} \quad (31)$$

选取如下李雅普诺夫 (Lyapunov) 函数:

$$V = \frac{1}{2} s^2. \quad (32)$$

对上式求导, 并带入式 (27) 和 (31), 得

$$\begin{aligned}
 \dot{V} &= s\dot{s} \\
 &= s(\dot{e}_s + m_1(m_2 - bu - \hat{x}_4)) - s_1(0)\dot{g}(t) \\
 &= s\left(\dot{e}_s + m_1\left(m_2 - b\frac{u_0 - \hat{x}_4}{b} - \hat{x}_4\right)\right) - s_1(0)\dot{g}(t) \\
 &= -m_1k_1s^2 - m_1k_2s^{q/p+1} \\
 &= -2m_1k_1V - m_1k_22^{\frac{q/p+1}{2}}V^{\frac{q/p+1}{2}} \\
 &\leq -m_1k_1V - m_1k_2V^{\frac{q/p+1}{2}}.
 \end{aligned} \tag{33}$$

由于 $0.5 < \frac{q/p+1}{2} < 1$, $m_1k_1 > 0$, $m_1k_2 > 0$, 所以根据引理 1 可知, 液压锚杆钻机转速控制系统满足有限时间稳定性.

注2 为了避免符号函数项导致的控制器高频切换, 提高系统的跟踪精度, 在所提控制方法中, 第 3.1 小节设计了基于跟踪误差的自适应扩张状态观测器, 从而改善观测器的估计性能和系统的跟踪精度; 此外, 基于跟踪误差和估计误差, 第 3.2 小节设计了全局终端滑模控制律, 以保证控制信号的平稳性, 避免控制器的高频切换. 特别是, 定理 2 进一步证明了基于所提控制方法的转速系统有限时间收敛性.

4 仿真验证

在煤矿巷道支护作业中, 液压锚杆钻机可能依次穿过不同性状的围岩. 面对具有不同硬度的岩石, 需要采用与之适应的转速切割, 以实现高效、高质量的钻进操作. 定义钻机穿过围岩的最佳转速为 x_d , 根据比留柯夫 (Biryukov) 理论, 该转速根据如下公式计算获得:

$$x_d = \frac{C_r}{f_r d_r},$$

其中 C_r 是转速比例常数, f_r 为巷道围岩的硬度系数, d_r 为钻机的钻杆直径. 本文以晋城寺河煤矿某一巷道围岩特性为例, 假设钻机依次穿过砂质泥岩、细砂岩和中砂岩, 岩石硬度系数分别为 5, 12, 8. 转速比例常数 $C_r = 12575$, 钻机的钻杆直径 $d_r = 6$ cm. 基于此, 根据上式可计算得到钻机的最佳转速, 如图 3(a) 中实线所示. 钻机存在机械惯性, 导致其转速无法实现阶跃变化. 基于此, 本节采用过渡过程将阶跃信号转化为一个连续信号^[48], 定义为 x_r , 如图 3(a) 中虚线所示. 此外, 考虑到围岩通常由多种岩石分层构成, 不同岩石之间存在特性差异, 导致液压锚杆钻机在钻进过程中存在显著的外部扰动, 且扰动呈现阶跃特性, 如图 3(b) 所示. 所提方法的关键控制参数设定如下: 采样周期 0.001, $l_1 = 3$, $l_2 = 3$, $l_3 = 2$, $\tau = 1000$, $p = 7$, $q = 5$, $c_1 = 0.002$, $c_2 = 0.003$, $k_1 = 2$, $k_2 = 10$, $b = 4068.3$, $\alpha = 2$, $T_0 = 0.04$. 所有仿真对比实验均在 MATLAB 环境中实现.

4.1 所提策略的合理性分析

首先, 基于上述参数, 面向图 3(a) 和 (b) 所示转速系统参考信号和扰动, 获得转速系统跟踪响应和跟踪误差, 如图 4(a) 和 (b) 所示. 可见, 所提控制方法能够使转速系统无超调且高精度跟踪参考信号. 由如图 5(a) 所示系统控制输入响应可见, 控制输入平滑且幅值较小, 表明所提控制方法不仅能够有效避免高频切换, 而且能够以较小的控制量实现高效的跟踪性能. 进一步, 图 5(b) 所示转速估计误

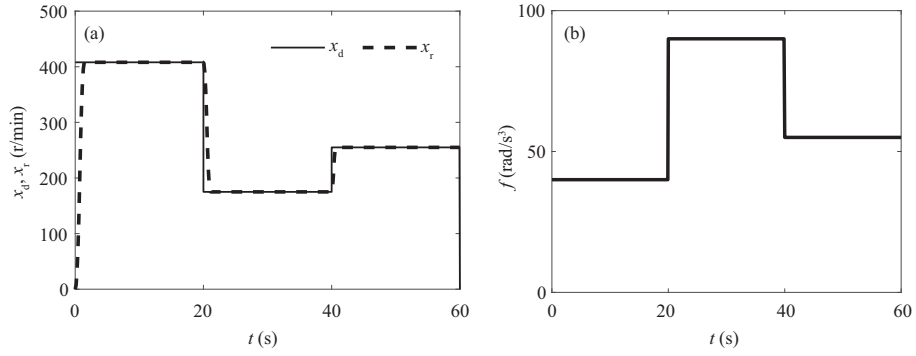


图 3 (a) 转速系统参考信号; (b) 转速系统扰动

Figure 3 (a) Reference signal of rotary system; (b) disturbance of rotary system

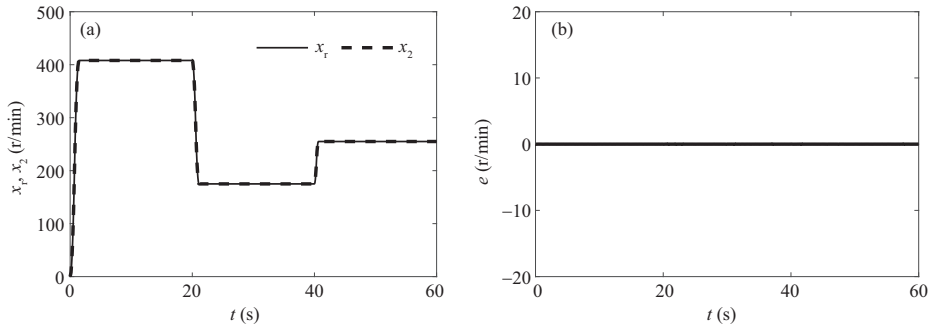


图 4 (a) 转速系统跟踪响应; (b) 转速系统跟踪误差

Figure 4 (a) Tracking response of rotary system; (b) tracking error of rotary system

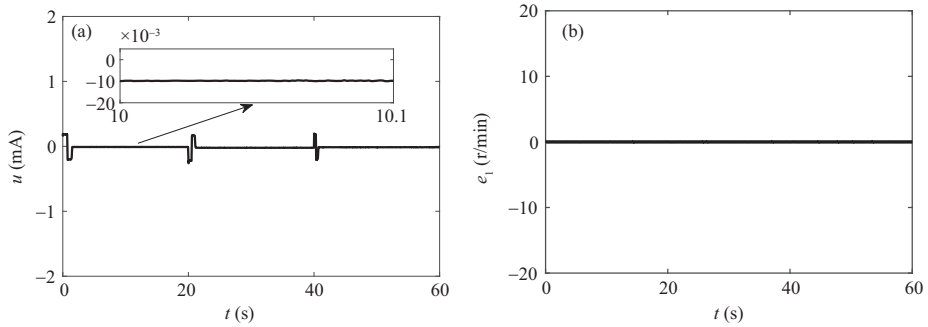


图 5 (a) 转速系统控制输入; (b) 转速估计误差

Figure 5 (a) Control input of rotary system; (b) estimation error of rotary

差曲线表明 $\hat{x}_2$ 能够精确逼近 x_2 , 验证了所提自适应扩张状态观测器的有效性. 图 6(a) 和 (b) 分别描绘了响应过程中的联合估计误差和全局终端滑模面. 由图 6(a) 和 (b) 可见, e_s , s_1 和 s 能够始终收敛在原点附近, 即 $\hat{x}_2$ 能够精确跟踪参考信号 x_r , $g(t)$ 能够保证 s 快速收敛到 s_1 , 从而实现转速系统的精确跟踪控制. 上述结果也表明基于 e_s 设计全局终端滑模控制方法的合理性和有效性.

为进一步验证所提自适应扩张状态观测器和全局终端滑模控制律的有效性, 将所提控制方法与两种变体方法加以对比. 为确保对比的公平性, 微调对比方法中的部分参数, 其余参数保持不变.

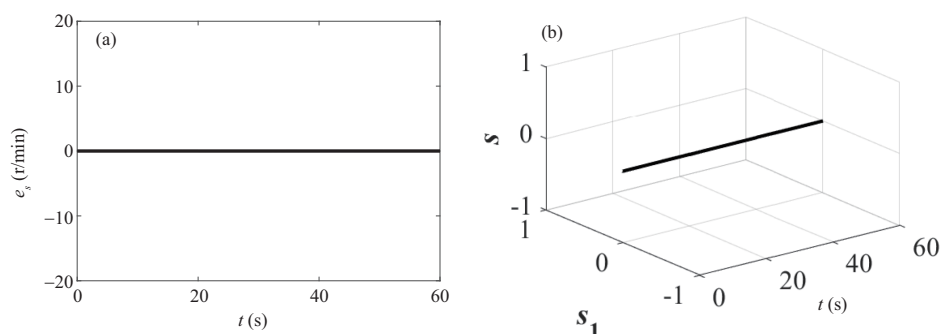


图6 (a) 联合估计误差; (b) 全局终端滑模面

Figure 6 (a) Joint estimation error; (b) global terminal sliding-mode surface

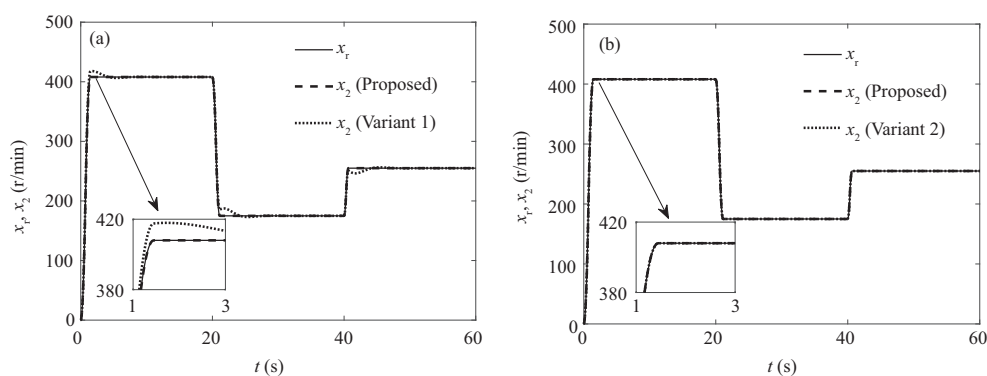


图7 两种变体控制方法下转速响应曲线

Figure 7 Rotary responses under two variant control methods. (a) Variant 1; (b) variant 2

(1) 变体方法 1: 线性扩张状态观测器代替自适应扩张状态观测器, 其中, $\beta_i(e) = l_i$.

(2) 变体方法 2: 线性全局滑模控制律代替全局终端滑模控制律, 其中, $s_1 = k_{21}e + \dot{e}$, $s = s_1 - s_1(0)\exp(-k_{22}t)$, $u_0 = k_{21}\dot{e} + \ddot{x}_r + k_{22}s_1(0)\exp(-k_{22}t) + D\text{sgn}(s)$, $\tau = 100$, $k_{21} = 20$, $k_{22} = 5$, $D = 20$.

上述两种变体方法获得的转速系统响应曲线、跟踪误差、控制输入分别如图 7~9 所示. 表 1 列出了相应的跟踪误差和控制输入绝对值的平均值、标准差和积分值. 表 2 列出了所提控制方法及其两种变体方法所获得的上升时间 (t_r)、超调量 ($\sigma\%$) 和调节时间 (t_s). 与两种变体控制方法相比, 在无超调的情况下, 所提控制方法具有最佳的控制性能, 从而验证了所提扩张状态观测器和滑模控制律的有效性. 进一步, 表 3 列出了所提控制方法与 4 种对比方法的上升时间、超调量和调节时间. 其中, NaN_1 表示不适用, 其原因在于, 对比方法 2 使系统的跟踪误差随时间变化逐渐增加. NaN_2 表示当 $20 \leq t < 40$ 时, 系统输出响应不能达到速度设定值. NaN_3 表示当 $40 \leq t \leq 60$ 时, 系统输出响应不能保持在速度设定值 $\pm 2\%$ 的误差范围内. 综上, 仿真结果表明, 在无超调的条件下, 所提控制方法具有最佳控制性能指标, 从而验证了所提观测器和滑模控制律的有效性. 特别是, 图 10 进一步对比了所提自适应扩张观测器与变体方法 1 的扰动估计及其估计误差, 仿真结果表明自适应扩张状态观测器具有更好的估计性能.

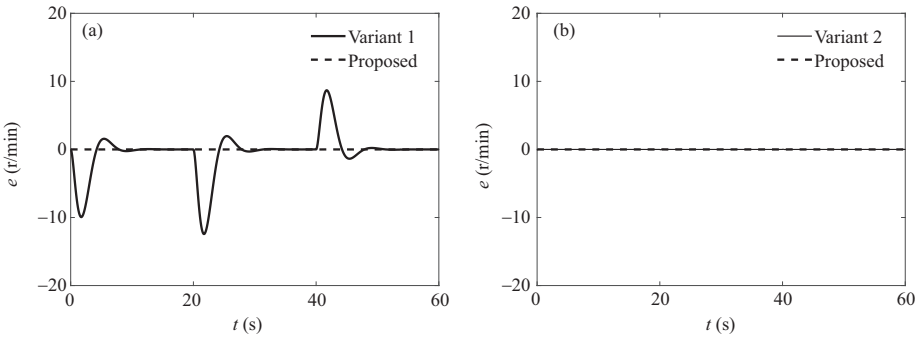


图 8 两种变体控制方法下转速跟踪误差

Figure 8 Tracking errors under two variant control methods. (a) Variant 1; (b) variant 2

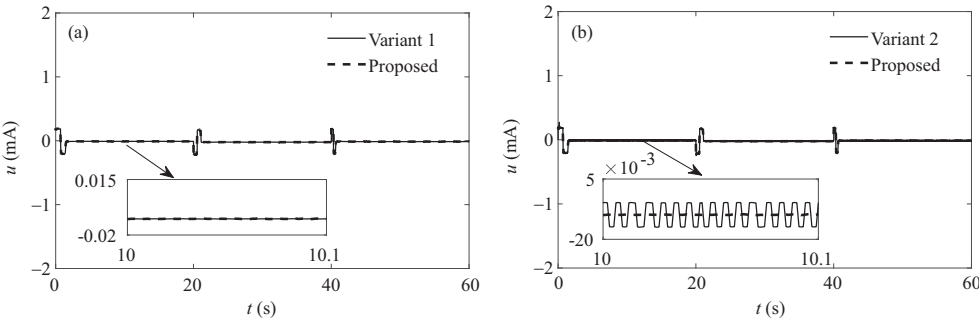


图 9 两种变体控制方法下转速系统的控制输入

Figure 9 Control inputs under two variant control methods. (a) Variant 1; (b) variant 2

表 1 三种控制方法的控制指标

Table 1 Control indicators for three control methods

Control method	$ e $ (r/min)			$ u $ (mA)		
	Mean	Standard deviation	Integral	Mean	Standard deviation	Integral
Variant 1	1.4203	2.8194	85.2169	0.0246	0.0398	1.4710
Variant 2	0.0009	0.0037	0.0525	0.0245	0.0403	1.4694
Proposed	0.0008	0.0005	0.0475	0.0245	0.0399	1.4683

表 2 响应过程中不同控制方法的控制性能指标

Table 2 Control indicators of various control methods during response

Control method	$0 \leq t < 20$			$20 \leq t < 40$			$40 \leq t \leq 60$		
	t_r (s)	σ (%)	t_s (s)	t_r (s)	σ (%)	t_s (s)	t_r (s)	σ (%)	t_s (s)
Variant 1	1.290	2.426	2.451	4.193	5.150	3.284	4.269	10.807	3.718
Variant 2	1.508	0	1.291	1.121	0	0.981	0.659	0	0.581
Proposed	1.457	0	1.287	1.119	0	0.977	0.646	0	0.579

4.2 所提方法有效性的仿真对比分析

4.2.1 阶跃扰动下的仿真对比分析

为验证所提控制方法的有效性与先进性, 选择如下 4 种已有典型控制技术作为对比控制方法, 并

表 3 响应过程中不同控制方法的控制性能指标

Table 3 Control indicators of various control methods during response

Control method	$0 \leq t < 20$			$20 \leq t < 40$			$40 \leq t \leq 60$		
	t_r (s)	σ (%)	t_s (s)	t_r (s)	σ (%)	t_s (s)	t_r (s)	σ (%)	t_s (s)
Comparison method 1	1.303	2.010	1.471	0.987	2.361	1.241	0.585	3.043	0.929
Comparison method 2	1.452	NAN ₁	1.292	NAN ₂	NAN ₁	0.981	0.581	NAN ₁	NAN ₃
Comparison method 3	1.359	0.708	1.274	2.412	0	1.013	9.311	0	1.346
Comparison method 4	1.506	0	1.293	2.512	0	0.981	2.204	0	0.585
Proposed	1.457	0	1.287	1.119	0	0.977	0.646	0	0.579

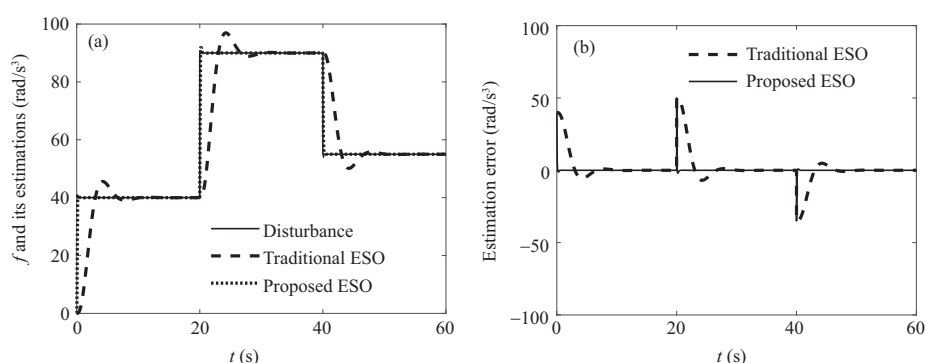


图 10 (a) 扰动估计值及其 (b) 估计误差

Figure 10 (a) Disturbance estimates and (b) their estimation errors

将其与对比方法加以性能对比.

(1) 比例-积分-微分控制^[51]: $u = k_p e + k_i \int_0^t e dt + k_d \dot{e}$, 其中 $k_p = 0.02$, $k_i = 0.02$, $k_d = 0.01$.

(2) 自适应全局滑模控制^[32]: $u = \frac{\dot{x}_{d2} + k_{21}\dot{e} + k_{22}(\dot{e}(0) + k_{21}e(0)) \exp(-k_{22}t) - \hat{f} \operatorname{sgn}(s)}{b}$, 其中 $\hat{f} = \frac{|s|}{\epsilon - |s|}$, $s = \dot{e} + k_{21}e - (\dot{e}(0) + k_{21}e(0)) \exp(-k_{22}t)$, $k_{21} = 2000$, $k_{22} = 10$, $\epsilon = 0.02$.

(3) 自抗扰控制^[6]: $u = \frac{k_{31}e_{s1} + k_{32}e_{s2} - \hat{x}_4}{b}$, 其中 $k_{31} = 100$, $k_{32} = 150$, $e_{s1} = x_{d1} - \hat{x}_2$, $e_{s2} = x_{d2} - \hat{x}_3$. $\hat{x}_2$, $\hat{x}_3$, $\hat{x}_4$ 由线性扩张状态观测器估计, 观测器增益分别为 100, 400, 1200.

(4) 基于扩张状态观测器的线性滑模控制^[34]: $u = \frac{\dot{x}_{d2} + k_{41}\dot{e} + k_{42}s - \eta \operatorname{sgn}(s) - \hat{x}_4}{b}$, 其中 $k_{41} = 15$, $k_{42} = 15$, $\eta = 0.2$. $\hat{x}_4$ 由线性扩张状态观测器估计, 观测器增益分别为 100, 400, 1200.

四种对比控制方法的状态跟踪响应、跟踪误差、控制输入分别如图 11~13 所示. 其相应的控制性能指标如表 4 所示. 由仿真结果对比分析可见, 所提控制方法具有最佳控制性能. 相比于 PID 控制器, 所提方法能够克服 PID 快速响应与超调的矛盾, 实现无超调的精确跟踪控制. 与自适应全局滑模控制和自抗扰控制相比, 所提控制方法有机融合自抗扰和滑模技术的优势, 提高系统的动态和稳态性能. 与基于扩张状态观测器的线性滑模控制的仿真结果对比可见, 所提自适应扩张状态观测器和全局终端滑模控制律能够有效避免控制器高频切换, 实现无超调和高精度的跟踪响应.

4.2.2 正弦扰动下的仿真对比分析

为了更加充分地验证所提控制方法的有效性, 面向液压锚杆钻机转速系统, 加载图 14 所示正弦扰动, 获得所提控制方法与 4 种对比方法的跟踪误差和控制输入, 如图 15 和 16 所示. 相应的 6 种控制性能指标值如表 5 所示. 由上述实验结果可见, (1) 与对比方法 1, 2 和 3 相比, 在相近或较小的

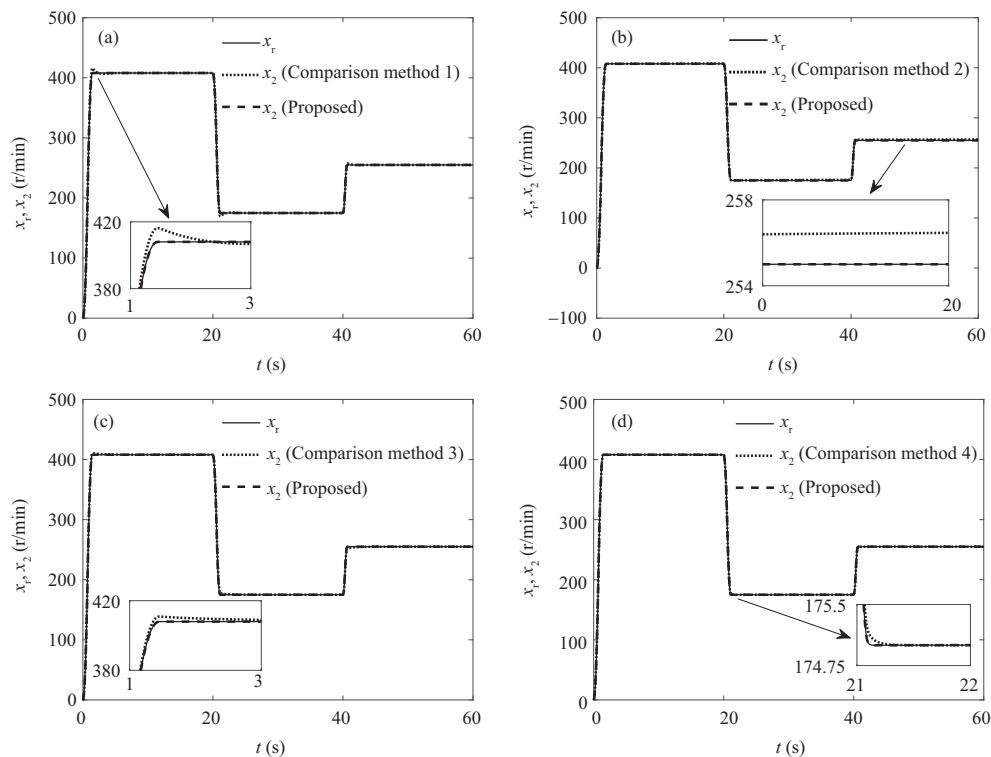


图 11 四种对比控制方法的转速响应曲线

Figure 11 Rotary responses of four comparative control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

表 4 五种控制方法的控制指标

Table 4 Control indicators for five control methods

Controller	$ e $ (r/min)			$ u $ (mA)		
	Mean	Standard deviation	Integral	Mean	Standard deviation	Integral
Comparison method 1	0.3708	1.1381	22.2469	0.0246	0.0409	1.4787
Comparison method 2	0.8596	0.5895	51.5761	0.0247	0.0430	1.4827
Comparison method 3	0.2750	0.6817	16.5026	0.0244	0.0397	1.4635
Comparison method 4	0.0158	0.0768	0.9492	0.0244	0.0400	1.4669
Proposed	0.0008	0.0005	0.0475	0.0245	0.0399	1.4683

控制输入下, 所提控制方法实现了对转速设定值的平稳且高精度跟踪. (2) 对比方法 4 获得了最好的稳态性能, 但是, 其观测器在响应前期未能快速和高精度估计扰动, 导致在该阶段的跟踪误差较大. 此外, 该方法采用了符号函数切换项, 导致了控制器显著的切换问题. 综上, 所提控制方法可以较好地抑制不同类型扰动对系统的影响, 具有更优的鲁棒性.

4.3 所提方法有效性的实验对比分析

为了进一步验证所提控制方法的有效性, 本小节基于液压系统实物平台进行对比实验. 如图 17 所示, 该液压设备主要由液压马达、电液比例阀、转速传感器等构成, 表 6 列出了主要部件的型号信

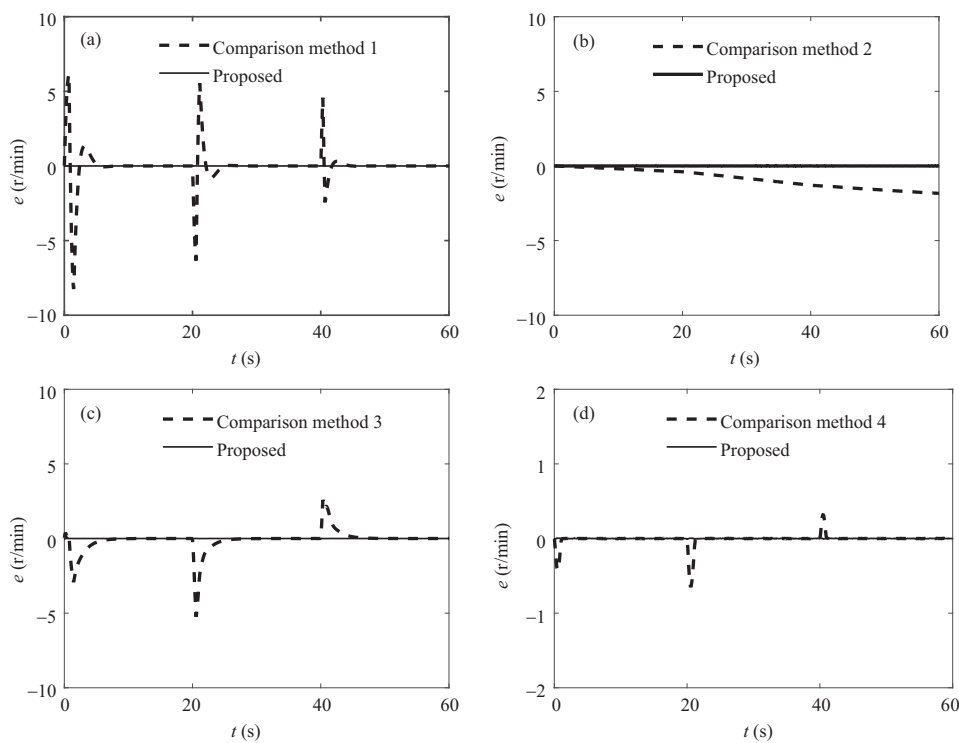


图 12 四种对比控制方法的转速跟踪误差

Figure 12 Tracking errors of four comparative control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

表 5 五种控制方法的控制指标
Table 5 Control indicators for five control methods

Control method	e (r/min)			u (mA)		
	Mean	Standard deviation	Integral	Mean	Standard deviation	Integral
Comparison method 1	0.4046	1.1358	24.2735	0.0239	0.0409	1.4320
Comparison method 2	0.9055	0.5364	54.3286	0.0247	0.0402	1.4803
Comparison method 3	0.4241	0.4683	25.4463	0.0237	0.0401	1.4221
Comparison method 4	0.0138	0.1020	0.8262	0.0238	0.0400	1.4209
Proposed	0.0040	0.0008	0.2409	0.0237	0.0399	1.4212

息. 实验中, 控制器根据转速传感器测量的转速与其参考信号 x_r 之间的偏差, 产生输出控制信号, 并通过电液比例阀驱动液压马达产生期望的转速. 转速和输出控制信号均由可编程逻辑控制器实时采集和输出, 控制策略由集成在组态软件中的 C 语言编程.

所提控制方法与 4 种对比方法的跟踪误差和控制输入分别如图 18 和 19 所示. 表 7 列出了相应的 6 类控制性能指标值. 通过对比分析实验, 结果表明, 在相近的控制输入下, 所提控制方法取得了更平稳和更高精度的跟踪性能, 从而验证了所提控制方法的有效性.

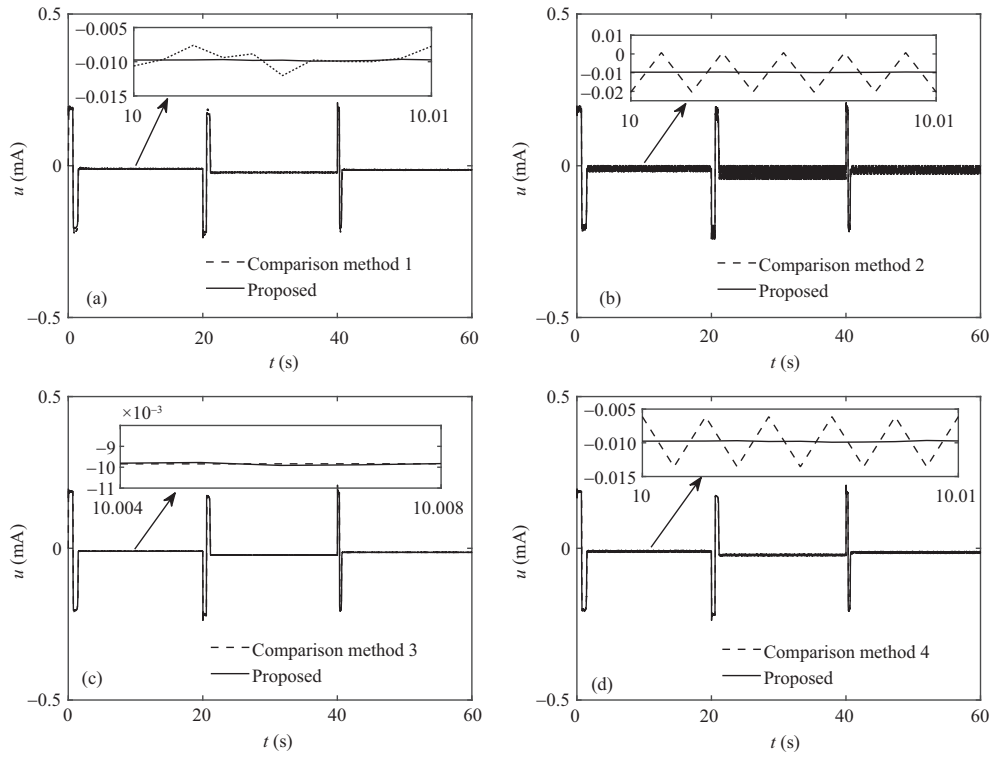


图 13 四种对比控制方法的控制输入

Figure 13 Control inputs of four comparative control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

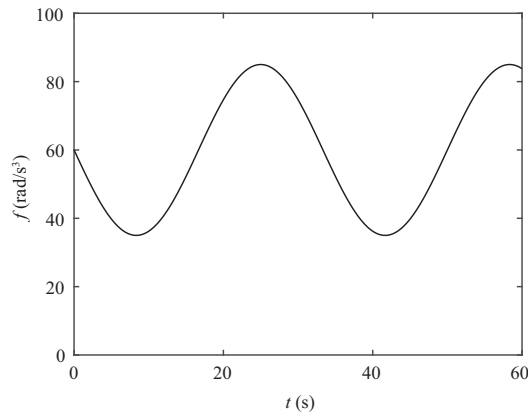


图 14 扰动

Figure 14 Disturbance

5 结论

针对液压锚杆钻机转速系统, 融合跟踪误差和估计误差, 提出了一种基于自适应扩张状态观测器的全局终端滑模有限时间转速跟踪控制方法, 有效提升了转速系统的跟踪性能和估计性能. 该方法主要由自适应扩张状态观测器和全局终端滑模控制律构成. 不同于已有扩张状态观测器, 所提观测器的

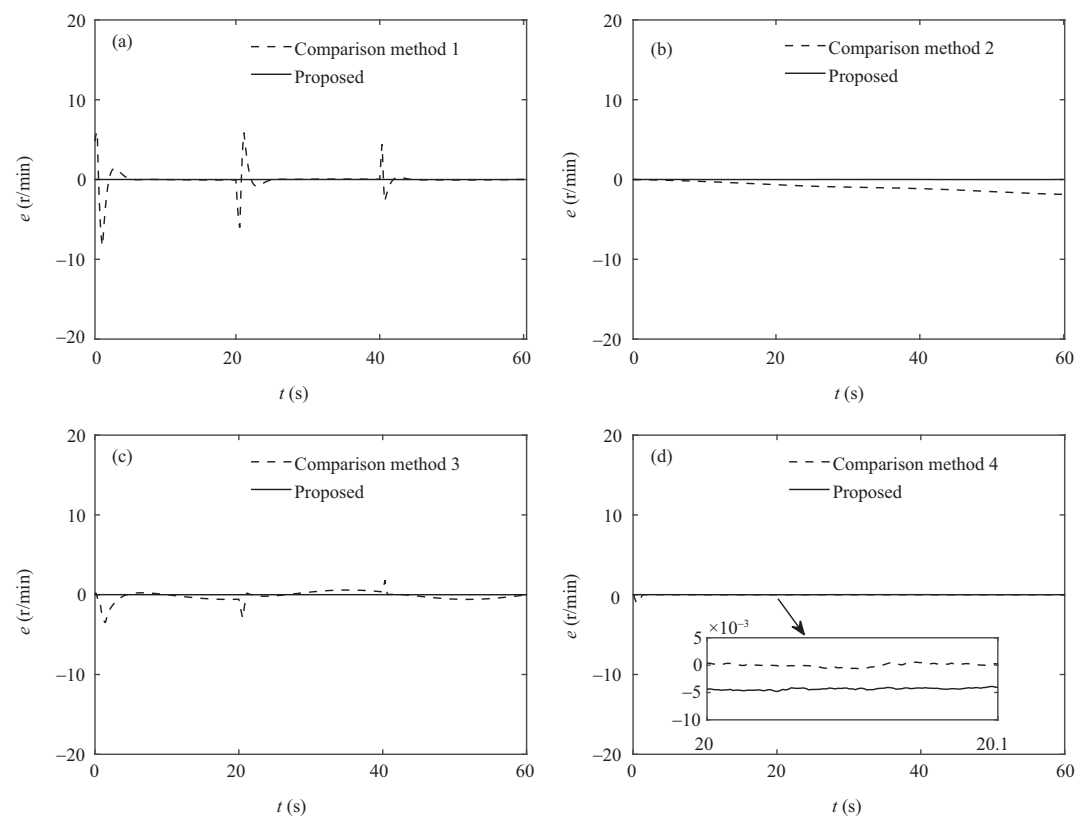


图 15 四种对比控制方法的转速跟踪误差

Figure 15 Tracking errors of four comparative control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

表 6 主要元件和型号

Table 6 Main components and their types

Component	Type	Component	Type
Hydraulic proportional valve	GP8045A591/174	Hydraulic motor	BM6
Angular transducer	WDD35D4	CPU	S71200
Input module	SM1231	Output module	SM1232

表 7 五种控制方法的控制指标

Table 7 Control indicators for five control methods

Control method	$ e $ (r/min)			$ u $ (mA)		
	Mean	Standard deviation	Integral	Mean	Standard deviation	Integral
Comparison method 1	0.7682	2.3572	46.0897	0.0247	0.0413	1.4814
Comparison method 2	2.1424	1.4613	128.5392	0.0245	0.0402	1.4711
Comparison method 3	0.7048	2.1822	41.2864	0.0249	0.0403	1.4721
Comparison method 4	0.1637	0.5054	9.8209	0.0254	0.0405	1.4735
Proposed	0.0271	0.0605	1.6237	0.0245	0.0399	1.4683

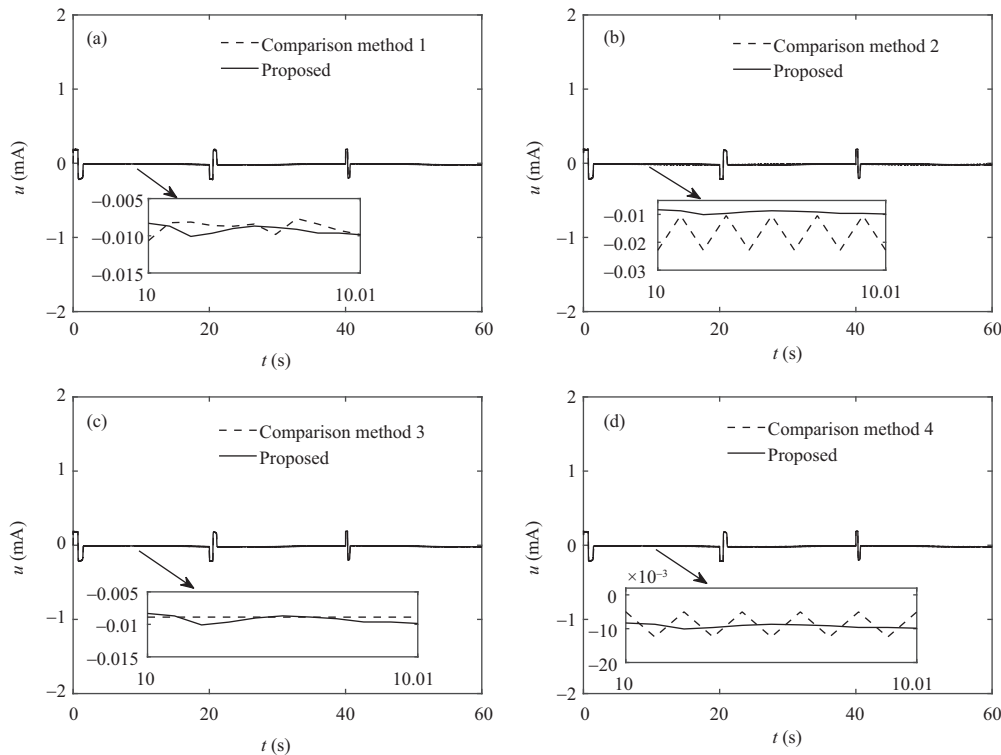


图 16 四种对比控制方法的控制输入

Figure 16 Control inputs of four comparative control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

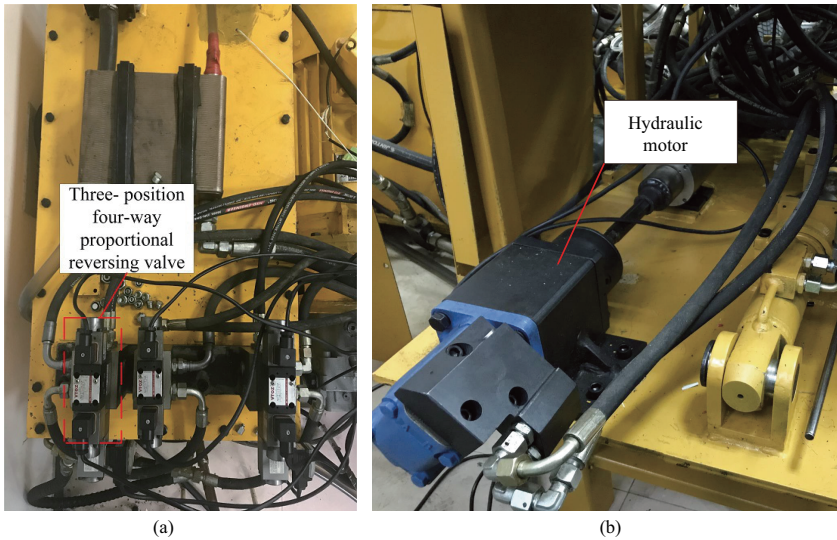


图 17 (网络版彩图) 液压实验平台

Figure 17 (Color online) Hydraulic experimental platform. (a) Proportional valve; (b) hydraulic motor

设计融合了系统跟踪误差, 形成与系统估计动态的闭环, 从而显著提高系统的跟踪精度. 此外, 所提滑模控制律引入输出状态估计误差, 从而有效抑制扰动估计误差, 避免了控制器高频切换, 保障了系统

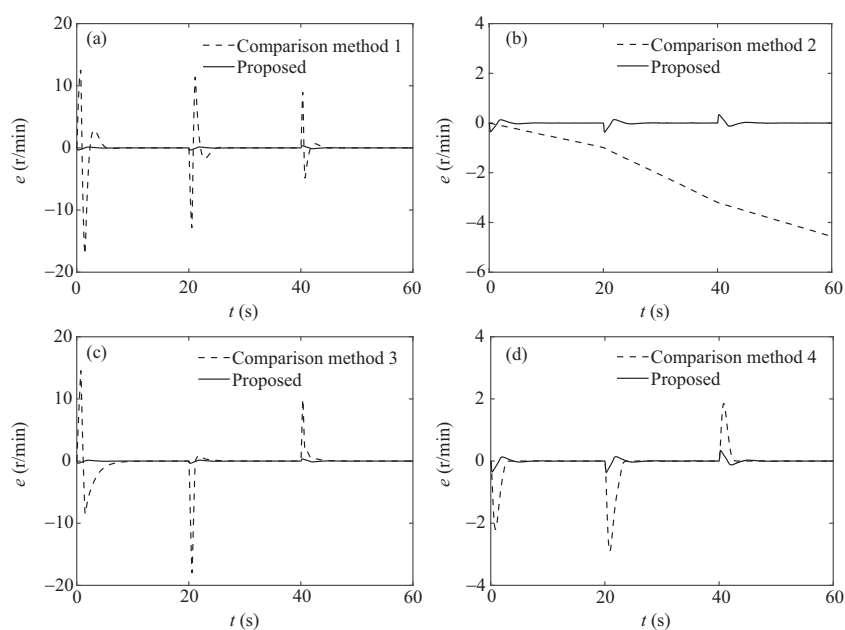


图 18 五种控制方法的跟踪误差

Figure 18 Tracking errors of five control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

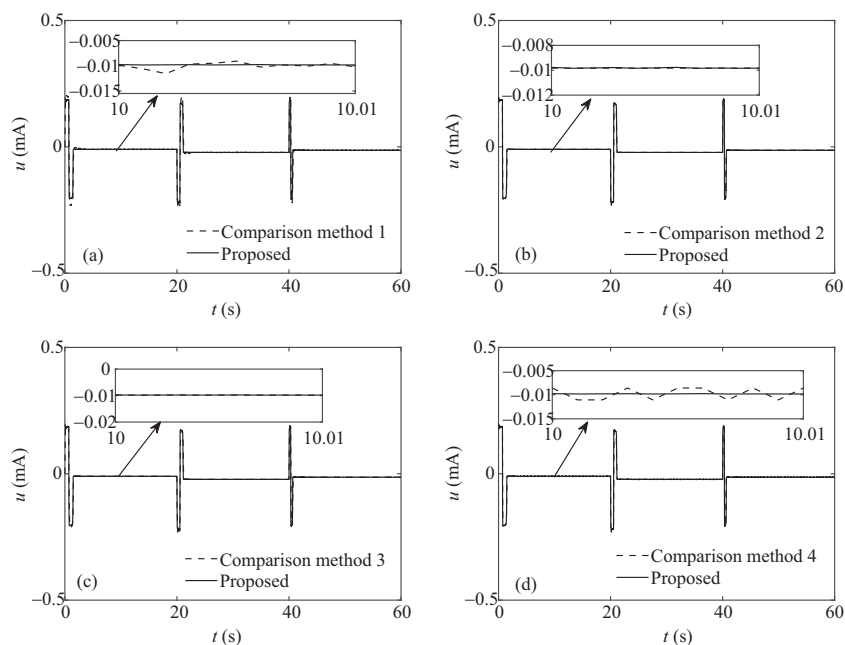


图 19 五种控制方法的控制输入

Figure 19 Control inputs of five control methods. (a) Comparison method 1; (b) comparison method 2; (c) comparison method 3; (d) comparison method 4

在有限时间内实现平滑跟踪控制. 根据所提方法与四种已有控制方法的实验结果, 验证了所提方法的有效性和优越性. 然而, 所提扩张状态观测器属于高阶观测器, 而且滑模控制律的设计需要对联合误

差进行逐级求导, 从而使其在高阶系统中的应用受限. 因此, 在未来工作中, 我们将结合跟踪误差和高阶状态的虚拟估计误差, 研究结构更简单的观测器和计算复杂度较低的滑模控制律.

参考文献

- 1 Ni H N, Fan G W, Zhang D S, et al. Effect of mining-induced abutment pressure on gateroad and grouting-based bolting technology: a case study. *Eng Fail Anal*, 2023, 151: 107421
- 2 Guo Y N, Zhang Z, Gong D W, et al. Optimal active-disturbance-rejection control for propulsion of anchor-hole drillers. *Sci China Inf Sci*, 2021, 64: 159201
- 3 Guo Y N, Cheng W, Gong D W, et al. Adaptively robust rotary speed control of an anchor-hole driller under varied surrounding rock environments. *Control Eng Pract*, 2019, 86: 24–36
- 4 Thenozhi S, Sanchez A C, Rodriguez-Resendiz J. A contraction theory-based tracking control design with friction identification and compensation. *IEEE Trans Ind Electron*, 2022, 69: 6111–6120
- 5 Nguyen M H, Dao H V, Ahn K K. Extended sliding mode observer-based high-accuracy motion control for uncertain electro-hydraulic systems. *Intl J Robust Nonlinear*, 2023, 33: 1351–1370
- 6 Wu Z L, Yuan J, Liu Y H, et al. An active disturbance rejection control design with actuator rate limit compensation for the ALSTOM gasifier benchmark problem. *Energy*, 2021, 227: 120447
- 7 Zhang J, Cui C, Gu S, et al. Trajectory tracking control of pneumatic servo system: a variable gain ADRC approach. *IEEE Trans Cybern*, 2023, 53: 6977–6986
- 8 Cao G Z, Liu Y H, Jiang Y C, et al. Observer-based continuous adaptive sliding mode control for soft actuators. *Nonlinear Dyn*, 2021, 105: 371–386
- 9 Sun Y Z, Liu J X, Gao Y B, et al. Adaptive neural tracking control for manipulators with prescribed performance under input saturation. *IEEE ASME Trans Mechatron*, 2023, 28: 1037–1046
- 10 Singh P, Giri D K, Ghosh A K. Dynamic surface neuro-backstepping based flight control with asymmetric output constraints. *IEEE Trans Aerosp Electron Syst*, 2023, 59: 3859–3870
- 11 Chen S, Chen Z X. On active disturbance rejection control for a class of uncertain systems with measurement uncertainty. *IEEE Trans Ind Electron*, 2021, 68: 1475–1485
- 12 Chen S, Bai W Y, Hu Y, et al. On the conceptualization of total disturbance and its profound implications. *Sci China Inf Sci*, 2020, 63: 129201
- 13 Xiang F Y, Xue W C, Chen S, et al. ADRC-based control allocation method and theory for 3-DOF thrust-vectorized aircraft. *Sci Sin Inform*, 2023, 53: 1163–1180 [向飞宇, 薛文超, 陈森, 等. 基于自抗扰的三自由度推力矢量飞行器的控制分配方法与理论. *中国科学: 信息科学*, 2023, 53: 1163–1180]
- 14 Chen S, Chen Z X, Huang Y, et al. New design of active disturbance rejection control for nonlinear uncertain systems with unknown control input gain. *Sci China Inf Sci*, 2022, 65: 142201
- 15 Han J Q. From PID to active disturbance rejection control. *IEEE Trans Ind Electron*, 2009, 56: 900–906
- 16 Chen S, Chen Z X, Zhao Z L. Parameter selection and performance analysis of linear disturbance observer based control for a class of nonlinear uncertain systems. *IEEE Trans Ind Electron*, 2023, 70: 11587–11597
- 17 Chen S, Bai W Y. Performance analysis of typical linear augmented observers for a class of MIMO systems with nonlinear uncertainty. *ISA Trans*, 2022, 128: 316–327
- 18 Yao H Y, Zhao Z L, Chen S, et al. Sampled-data-based uncertainty compensation control for a class of continuous-time nonlinear MIMO systems. *Sci Sin Inform*, 2022, 52: 483–505 [姚慧颖, 赵志良, 陈森, 等. 非线性多输入多输出连续时间系统基于历史采样数据的不确定性因素补偿控制. *中国科学: 信息科学*, 2022, 52: 483–505]
- 19 Wu L G, Liu J X, Vazquez S, et al. Sliding mode control in power converters and drives: a review. *IEEE CAA J Autom Sin*, 2022, 9: 392–406
- 20 Wu L G, Wang S Y, Gao Y B, et al. Constrained sliding mode control of MIMO nonlinear systems. *Sci Sin Inform*, 2021, 51: 430–448 [吴立刚, 王思怡, 高亚斌, 等. 多输入多输出非线性系统的受限滑模控制. *中国科学: 信息科学*, 2021, 51: 430–448]
- 21 Zhang Z, Guo Y, Zhu S, et al. Adaptive integral sliding-mode finite-time control with integrated extended state observer for uncertain nonlinear systems. *Inf Sci*, 2024, 667: 120456
- 22 Shen X N, Liu J X, Lin H, et al. Cascade control of grid-connected NPC converters via sliding mode technique. *IEEE*

- Trans Energy Convers, 2023, 38: 1491–1500
- 23 Yao X Y, Chen H, Liu Y, et al. Tracking approach of double pendulum cranes with variable rope lengths using sliding mode technique. ISA Trans, 2023, 136: 152–161
 - 24 Li Z, Wang F X, Ke D L, et al. Robust continuous model predictive speed and current control for PMSM with adaptive integral sliding-mode approach. IEEE Trans Power Electron, 2021, 36: 14398–14408
 - 25 Liang C D, Ge M F, Liu Z W, et al. Predefined-time stabilization of T-S fuzzy systems: a novel integral sliding mode-based approach. IEEE Trans Fuzzy Syst, 2022, 30: 4423–4433
 - 26 Mu C X, Xu W, Sun C Y. On switching manifold design for terminal sliding mode control. J Franklin Inst, 2016, 353: 1553–1572
 - 27 Cheng Y X, Xu B, Hong R. Switching control of combined power aerospace vehicles for wide-area flight. Sci Sin Inform, 2022, 52: 1687–1710 [程怡新, 许斌, 洪锐. 面向宽域飞行的组合动力空天飞行器切换控制. 中国科学: 信息科学, 2022, 52: 1687–1710]
 - 28 Sun Y Z, Gao Y B, Zhao Y, et al. Neural network-based tracking control of uncertain robotic systems: predefined-time nonsingular terminal sliding-mode approach. IEEE Trans Ind Electron, 2022, 69: 10510–10520
 - 29 Yu W W, Yu X H, Wang H. Sliding modes: from asymptoticity, to finite time and fixed time. Sci China Inf Sci, 2023, 66: 190205
 - 30 Chu Y D, Fei J T, Hou S X. Adaptive global sliding-mode control for dynamic systems using double hidden layer recurrent neural network structure. IEEE Trans Neural Netw Learn Syst, 2020, 31: 1297–1309
 - 31 Malge S V, Ghogare M G, Patil S L, et al. Chatter-free non-singular fast terminal sliding mode control of interleaved boost converter. IEEE Trans Circuits Syst II, 2023, 70: 186–190
 - 32 Yang P, Liu P, Geng H L, et al. Barrier function based adaptive global sliding mode fault-tolerant control of quad-rotor UAV. Int J Control Autom Syst, 2023, 21: 800–809
 - 33 Yao J Y, Deng W X. Active disturbance rejection adaptive control of hydraulic servo systems. IEEE Trans Ind Electron, 2017, 64: 8023–8032
 - 34 Ran C Y, Zhu Y C, Su J B. Sliding mode control with extended state observer for a class of nonlinear uncertain systems. Int J Control, 2023, 96: 1116–1132
 - 35 Ma Y X, Qin T, Li Y H. Nonlinear extended state observer based super-twisting terminal sliding mode synchronous control for parallel drive systems. IEEE ASME Trans Mechatron, 2023, 28: 3087–3098
 - 36 Fei J T, Liu L H J. Fuzzy neural super-twisting sliding-mode control of active power filter using nonlinear extended state observer. IEEE Trans Syst Man Cybern Syst, 2024, 54: 457–470
 - 37 Li X G, Hou C, He J. Saturated sliding mode control scheme for a new wearable back-support exoskeleton. IEEE Trans Automat Sci Eng, 2024, 21: 1392–1405
 - 38 Zhang Z, Guo Y N, Gong D W, et al. Improved extended state observer-based global sliding-mode finite-time control for displacement tracking of a hydraulic roofbolter. Nonlinear Dyn, 2023, 111: 11191–11203
 - 39 Liu J X, Yin Y F, Luo W S, et al. Sliding mode control of a three-phase AC/DC voltage source converter under unknown load conditions: industry applications. IEEE Trans Syst Man Cybern Syst, 2018, 48: 1771–1780
 - 40 Li H Y, Wang Y, Yao D Y, et al. Robust adaptive sliding mode attitude control of MQUAVs based on event-triggered mechanism. Sci Sin Inform, 2023, 53: 66–80 [李鸿一, 王琰, 姚得银, 等. 基于事件触发机制的多四旋翼无人机鲁棒自适应滑模姿态控制. 中国科学: 信息科学, 2023, 53: 66–80]
 - 41 Zhao L, Li Z J, Li H B, et al. Backstepping integral sliding mode control for pneumatic manipulators via adaptive extended state observers. ISA Trans, 2024, 144: 374–384
 - 42 Ye D, Zou A M, Sun S, et al. A predefined-time extended-state observer-based approach for velocity-free attitude control of spacecraft. IEEE Trans Aerosp Electron Syst, 2023, 59: 8051–8061
 - 43 Fan K, Liu Y H, Huo B Y, et al. Cascaded ESO based multi-task priority tracking and null-space compliance control for redundant robots. Control Eng Pract, 2023, 141: 105710
 - 44 Zhang Z, Guo Y N, Gong D W, et al. Hybrid extended state observer-based integral sliding mode control of the propulsion for a hydraulic roofbolter. Control Eng Pract, 2022, 126: 105260
 - 45 Zhang Z, Guo Y N, Gong D W, et al. Sliding mode swing angle control for a hydraulic roofbolter based on improved extended state observer. Act Autom Sin, 2023, 49: 1256–1271 [张振, 郭一楠, 巩敦卫, 等. 基于改进扩展状态观测器的液压锚杆钻机滑模摆角控制. 自动化学报, 2023, 49: 1256–1271]

- 46 Lewis F L, Tim W K, Wang L Z, et al. Deadzone compensation in motion control systems using adaptive fuzzy logic control. *IEEE Trans Contr Syst Technol*, 1999, 7: 731–742
- 47 Merritt H E. *Hydraulic Control Systems*. New York: Wiley, 1967
- 48 Zhang Z, Guo Y N, Gong D W, et al. Global integral sliding-mode control with improved nonlinear extended state observer for rotary tracking of a hydraulic roofbolter. *IEEE ASME Trans Mechatron*, 2023, 28: 483–494
- 49 Zheng Q, Gao L Q, Gao Z Q. On stability analysis of active disturbance rejection control for nonlinear time-varying plants with unknown dynamics. In: *Proceedings of the 46th IEEE Conference on Decision and Control*, 2007. 3501–3506
- 50 Zhao L, Zheng C F, Wang Y J, et al. A finite-time control for a pneumatic cylinder servo system based on a super-twisting extended state observer. *IEEE Trans Syst Man Cybern Syst*, 2021, 51: 1164–1173
- 51 Lopez-Sanchez I, Moreno-Valenzuela J. PID control of quadrotor UAVs: a survey. *Annu Rev Control*, 2023, 56: 100900

Global terminal sliding-mode finite-time rotary control of hydraulic roofbolter based on an adaptive observer

Zhen ZHANG^{1,2}, Yinan GUO^{3,4*}, Song ZHU^{1,2}, Feng JIAO³ & Dunwei GONG⁵

1. *School of Mathematics, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221116, China;*

2. *Jiangsu Center for Applied Mathematics (CUMT), Xuzhou 221116, China;*

3. *School of Mechanical and Electrical Engineering, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China;*

4. *State Key Laboratory for Mining Response and Disaster Prevention and Control in Deep Coal Mines, Huainan 232001, China;*

5. *College of Automation and Electronic Engineering, Qingdao University of Science and Technology, Qingdao 266061, China*

* Corresponding author. E-mail: guoyinan@cumt.edu.cn

Abstract In the process of coal mine roadway support, the rotary system of hydraulic roofbolter exhibits significant nonlinear characteristics such as dead zone, time-varying parameters, as well as internal and external disturbances, leading to challenges such as low accuracy, slow response speed, and overshoot in speed tracking control. As a result, achieving high-quality and efficient support operations becomes challenging. To address these issues and enhance the automation, safety, and reliability of roadway support, it is crucial to design an effective control method. Therefore, this paper proposes a global terminal sliding-mode finite-time control method based on an adaptive observer. Firstly, based on tracking error, an adaptive extended state observer is designed, which can dynamically adjust the estimation gains to respond to the system's dynamics in real-time, thereby improving disturbance estimation and system tracking performance, effectively overcoming the nonlinear characteristics and improving dynamic performance. Secondly, a novel global terminal sliding-mode surface is constructed by integrating tracking error and estimation error employing a designed fast, smooth, and continuous convergence function. On the basis of this, a global terminal sliding-mode control law is proposed based on the Lyapunov method to enhance the steady-state performance. Subsequently, the disturbance estimated by the observer is compensated in the sliding-mode control law, forming the proposed controller. Finally, the finite-time stability of the rotary system is proven based on Lyapunov stability theory. The effectiveness of the proposed method is verified through comparative experiments.

Keywords hydraulic roofbolter, sliding-mode control, extended state observer, finite-time stability, convergence function