

DOI: 10.19650/j.cnki.cjsi.J2513684

气体活塞式压力计超局部化无模型自适应控制研究*

庞桂兵¹,王思遥¹,高腾¹,杨远超²,原浩¹

(1. 大连工业大学机械工程与自动化学院 大连 116034; 2. 中国计量科学研究院 北京 100029)

摘要: 活塞式压力计是一种重要的压力溯源检测装备。活塞系统是气体活塞式压力计的核心部件,由于气体介质特性,活塞精准定位和快速稳定是一项难题。通过分析气体活塞式压力计活塞系统的非线性因素,提出超局部化无模型自适应控制(ULMFAC)方法,采用超螺旋非奇异终端滑模控制(STNTSMC)与有限时间扰动观测器相结合,有效避免了滑模控制中的抖振现象,并显著提高了系统的动态响应特性。由于活塞有效面积、温度和介质泄漏等参数变化,基于超局部化无模型方法建立改进二阶动力学模型,避免基于模型的控制方法对于精确系统模型的约束。设计非奇异终端滑模面,解决了终端滑模控制中的奇异性问题,并利用自适应超螺旋方法抑制不连续控制引起的抖振现象,进一步提高系统的动态响应。构造扰动观测器估计系统的集总不确定性,实现有限时间稳定,通过Lyapunov函数证明了所设计控制方案的稳定性和有限时间收敛性。系统仿真和实验结果表明,ULMFAC方法在0.5、3和6 MPa的不同工况下,能够显著提高系统的鲁棒性、活塞的定位精度和动态响应,对于实现高精度和高效率的压力测量,具有重要的理论意义和实用价值。

关键词: 压力计;活塞系统;自适应控制;控制策略;鲁棒性

中图分类号: TH823.2 TP273 文献标识码: A 国家标准学科分类代码: 460.40

Research of ultra-local mode-free adaptive control for gas piston pressure gauge

Pang Guibing¹, Wang Siyao¹, Gao Teng¹, Yang Yuanchao², Yuan Hao¹

(1. College of Mechanical Engineering and Automation, Dalian Polytechnic University, Dalian 116034, China;

2. National Institute of Metrology, Beijing 100029, China)

Abstract: The piston pressure gauge is a critical instrument for pressure traceability and measurement, with the piston system being its core component. Accurate positioning and rapid stabilization of the piston present significant challenges due to the properties of gas media. To address these challenges, a novel ultra-local mode-free adaptive control (ULMFAC) method is proposed, which analyzes the nonlinear characteristics of the piston system in gas piston pressure gauges. This method combines super-twisting nonsingular terminal sliding mode control (STNTSMC) with a finite-time disturbance observer, effectively preventing the chattering phenomenon typical of sliding mode control and greatly enhancing the system's dynamic response. To account for parameter variations such as the effective piston area, temperature, and medium leakage, an improved second-order dynamics model is developed using an ultra-local model-free approach, eliminating the need for a precise system model, as required in model-based control methods. A nonsingular terminal sliding mode surface is designed to overcome singularity issues in terminal sliding mode control, while an adaptive super-twisting algorithm is applied to mitigate chattering and enhance system dynamics. A disturbance observer is used to estimate lumped uncertainties, ensuring finite-time stability. The stability and convergence of the proposed control scheme are confirmed through Lyapunov analysis. Simulations and experimental results demonstrate that the ULMFAC method significantly improves the robustness, piston positioning accuracy, and dynamic response speed under varying working conditions (0.5, 3 and 6 MPa). This method holds considerable theoretical importance and practical value for achieving high-precision and high-efficiency pressure measurements.

Keywords: pressure gauge; piston system; adaptive control; control strategy; robustness

0 引言

压力是工业生产和科学研究中重要的物理量^[1-3]。活塞式压力计是目前世界上唯一能在宽量程范围内溯源至 SI 基本单位的原级仪器,广泛应用于航空航天、国防军工、能化电力等领域压力计量^[4-6]。活塞系统是活塞式压力计的核心部件,其定位精度和鲁棒性是高性能计量的基础。尤其是气体活塞式压力计,气体介质特性导致时变不确定和非线性动力学特性显著。活塞有效面积、温度及系统介质泄漏等参数变化会影响活塞的定位精度;外部扰动、摩擦力等不确定因素会影响活塞系统的鲁棒性^[7-8]。设计新的控制方法,提高活塞的定位精度和系统的鲁棒性,对提高计量效率和计量精度具有重要意义。

研究者从不同角度进行了大量探索。文献[9]研究了自适应模糊控制方法改进活塞系统的跟踪精度和响应时间,然而模糊控制需要系统先验条件,制约了控制性能。文献[10]提出了融合深度模糊神经网络处理活塞系统的不确定性,保持了较高的跟踪精度,然而该方法未考虑惯性力、重力等参数的变化。文献[11]设计了一种变增益自抗扰控制,提高了活塞系统的跟踪性能,但是控制策略依赖于精确的非线性模型。无模型控制方法在建立系统动力学模型时,具有简洁、高效的优点,但是在活塞系统动力学建模中的研究较少。滑模控制(sliding mode control, SMC)不依赖系统模型和抑制系统不确定性,具有高鲁棒性和快速响应等特点,目前已成为非线性系统鲁棒控制的常用方法^[12-13]。为削弱抖振现象,超螺旋算法被引入 SMC 中以改进控制精度^[14-15]。文献[16]设计了终端滑模控制,将非线性项引入线性滑模面,加快了系统状态的收敛速度。但终端滑模存在奇异性问题,非线性项会减缓系统状态的收敛速率。文献[17]采用非奇异终端滑模控制提升系统的抗扰动性能,但该方法将固定常数增益引入参数自适应律,会产生抖振现象。文献[18]设计了扰动观测器,观测误差的有界性,提高了非线性系统的定位精度,但仅保证闭环系统的渐近收敛,动态性能不佳。现有研究针对活塞系统控制做出了有益尝试,但由于气体活塞式压力计控制对象的复杂性,现有方法还不能完全满足高性能计量需要。

针对气体活塞系统时变不确定的控制特性,提出超局部化无模型自适应控制(ultra-local model-free adaptive control, ULMFAC),建立活塞系统改进二阶动力学模型,避免模型约束控制性能。通过超螺旋非奇异终端滑模控制(super-twisting nonsingular terminal sliding mode control, STNTSMC)削弱抖振并避免奇异性,利用有限时间扰动

观测器估计集总扰动,减弱活塞浮动时系统的扰动影响。在建模基础上,通过仿真和实验,验证系统的收敛性,评估所提方法的控制性能。

1 活塞系统工作原理与数学模型

活塞系统主要包含砝码、活塞系统(活塞杆/活塞缸)、气瓶和控制器,通过控制器调整活塞杆下端压力,确保活塞杆在受到砝码重力和活塞缸内压力作用下达平衡,此时活塞浮动且处于高稳定状态,其位置信息反馈至控制器,完成对压力的实时计量。对活塞系统进行简化建模,如图1所示,该模型能够有效反映活塞系统的主要动态特性,描述实际对象的行为。

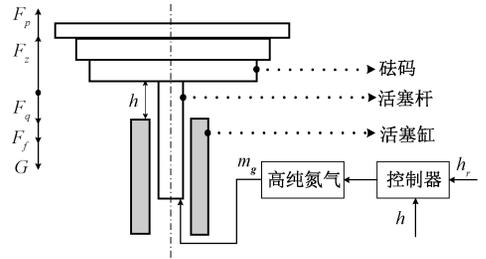


图1 活塞系统简易模型示意图

Fig. 1 Simplified schematic of a piston system

根据牛顿第二定律、帕斯卡定律和流体力学原理,假设活塞向上运动为正方向,结合图1建立基于模型的动力学方程为:

$$\begin{cases} F_p - G - F_f - F_q + F_z = m_i \ddot{h} \\ F_p = PA_0 = \frac{Zm_g RT}{MV_0} A_0 \\ G = m_i g \left(1 - \frac{\rho_m}{\rho_k} \right) \\ F_f = c \dot{h} \\ F_q = \frac{8\eta L Q_l}{\pi r^4} \\ F_z = k \left(\frac{m_g}{\rho A_0} - h \right) \end{cases} \quad (1)$$

式中: F_p 为气体压力; P 为活塞缸内压强; A_0 为活塞有效面积; Z 为气体压缩系数; m_g 为流入活塞缸内的气体质量; R 为气体摩尔常数; T 为热力学温度; M 为气体的摩尔质量; V_0 为活塞运动至稳定位置时缸内的气体容积; G 表示重力; m_i 为砝码总质量; g 为重力加速度; ρ_m 为砝码密度; ρ_k 为空气密度; F_f 为气体压缩产生的粘滞摩擦阻力; c 为气体介质的动力粘度; F_q 为气体泄漏的损失压力; η 为气体的粘滞系数; L 为流道长度; r 为流道半径; Q_l 为气

体泄漏量; F_2 为气体压缩膨胀产生的弹性力; ρ 为气体介质密度; k 为等效弹性系数; h 为活塞位置高度; \dot{h} 和 \ddot{h} 分别为活塞的速度和加速度。

由式(1)可知, 活塞系统具有较强的非线性, 在实际计量压力时系统易受到气体泄漏量、活塞有效面积和温度等时变参数影响, 难以建立精确的数学模型, 给后续控制方法的设计带来不便。为减少建模误差对控制性能的不利影响, 利用系统的输入输出数据, 采用超局部化无模型控制策略, 系统模型表示为:

$$y^{(\nu)}(t) = \varphi x(t) + D(t) \quad (2)$$

式中: $x(t)$ 为控制输入量; $y(t)$ 为控制输出量; ν 为 $y(t)$ 的阶次; φ 为常数增益; $D(t)$ 为非线性 Lipschitz 有界函数, 表示系统的集总扰动。

根据式(1)设置活塞系统的控制输入为 $u(t) = m_g$, $\ddot{h}(t)$ 为控制输出。由于活塞在平衡位置处的高度变化量将影响计量的精确性, 因此将 $\dot{h}(t)$ 引入超局部化模

型, 则控制系统的改进二阶超局部化动力学模型为:

$$\ddot{h}(t) = \mu u(t) + v \dot{h}(t) + D(t) \quad (3)$$

式中: μ 和 v 表示控制增益。

为便于后续控制器设计及系统分析, 现对集总扰动 $D(t)$ 做出如下假设^[19-20], 即:

假设: $D(t)$ 为连续可导函数, 并且其一阶导数有界, 即:

$$|\dot{D}(t)| \leq \ell \quad (4)$$

式中: ℓ 为 $|\dot{D}(t)|$ 的上界。

2 自适应控制系统设计

如图2所示为 ULMFAC 原理框图。其中, STNTSMC 用于提高系统的跟踪性能和鲁棒性能, 有限时间扰动观测器可以准确估计并抑制系统的集总扰动, 提高在不同压力环境中活塞在平衡位置的定位精度。

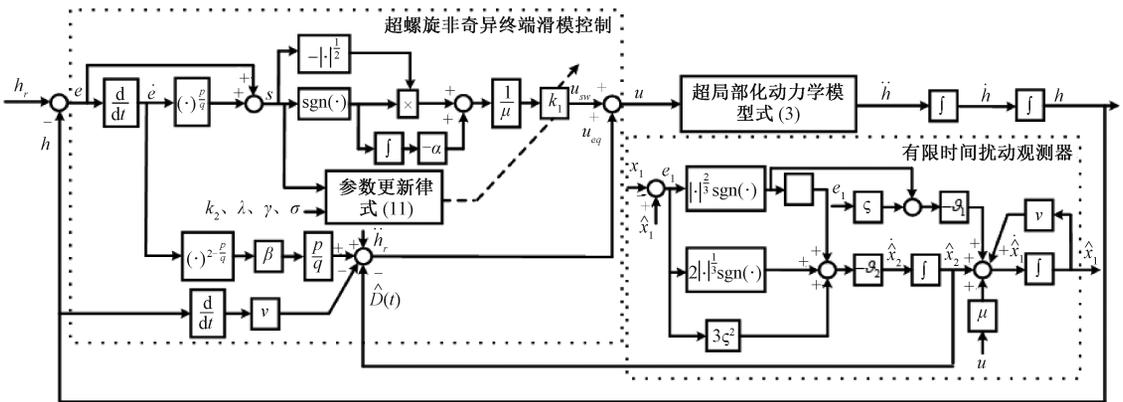


图2 ULMFAC 原理

Fig. 2 Principle of ULMFAC

2.1 STNTSMC 设计

定义位置跟踪误差为:

$$e(t) = h_r(t) - h(t) \quad (5)$$

式中: h_r 为位置高度的参考输入。对式(5)求二阶导数, 并结合式(3), 得:

$$\ddot{e}(t) = \ddot{h}_r(t) - \mu u(t) - v \dot{h}(t) - D(t) \quad (6)$$

设计非奇异滑模面, 提高收敛速率, 避免奇异性, 表示为:

$$s(t) = e(t) + \frac{1}{\beta} \dot{e}^{\frac{p}{q}}(t) \quad (7)$$

式中: β 为正常数, 当系统状态远离滑模面时, 选择较大的 β 有助于产生快速的收敛速率。 p 和 q 为正奇数, 且满足 $1 < p/q < 2$, p/q 越大, 可保证系统状态在有限时间内的收敛性。

对式(7)求导, 并结合式(6), 得:

$$\dot{s}(t) = \dot{e}(t) + \frac{1}{\beta} \dot{e}^{\frac{p}{q}} - 1(t) \ddot{e}(t) =$$

$$\dot{e}(t) + \frac{1}{\beta} \dot{e}^{\frac{p}{q}-1}(t) [\ddot{h}_r(t) - \mu u(t) - v \dot{h}(t) - D(t)] \quad (8)$$

令 $\dot{s}(t) = 0$, 则 SMC 等效控制律表示为:

$$u_{eq}(t) = \frac{1}{\mu} \left[\beta \frac{p}{q} \dot{e}^{2-\frac{p}{q}}(t) + \ddot{h}_r(t) - v \dot{h}(t) - \hat{D}(t) \right] \quad (9)$$

式中: $\hat{D}(t)$ 为集总扰动的估计量。

当系统存在未知边界的有界扰动时, 自适应超螺旋方法可以连续驱动滑模变量及其导数为 0。为削弱系统状态趋近滑模面时, 非连续控制律和快速的收敛速率引起的抖振现象, 利用超螺旋方法设计 SMC 切换控制律:

$$u_{sw}(t) = \frac{1}{\mu} k_1(t) \left[- |s(t)|^{\frac{1}{2}} \operatorname{sgn}(s(\tau)) - \alpha \int_0^t \operatorname{sgn}(s(\tau)) d\tau \right] \quad (10)$$

式中: α 为正常数; $k_1(t)$ 为可变控制增益, 其更新律为:

$$\dot{k}_1(t) = \begin{cases} k_2 \lambda^{-\operatorname{sgn}(|s(t)|-\sigma)} (|s(t)| + \gamma e^{-|s(t)|}) \cdot \operatorname{sgn}(|s(t)|-\sigma), & \hat{k}_1(t) > 0 \\ k_2 \lambda^{-1} (|s(t)| + \gamma e^{-|s(t)|}), & \hat{k}_1(t) = 0 \end{cases} \quad (11)$$

式中: k_2 和 λ 为控制增益, 可从全局调整自适应速度。当选取较大的 k_2 值和较小的 λ 值时, 动态响应较快, 但稳态阶段的抖振现象较为明显。 γ 为正常数, 当系统状态轨迹接近滑模面时, 用于限制调整速度, 采样周期越长, γ 取值越大。 σ 可以限制 $\hat{k}_1(t)$ 的无限增长, 当 σ 取值越小时, $\hat{k}_1(t)$ 越接近 $k_1(t)$ 。则参数估计误差 $\tilde{k}_1(t)$ 表示为:

$$\tilde{k}_1(t) = \hat{k}_1(t) - k_1(t) \quad (12)$$

式中: $\tilde{k}_1(t) \leq 0$ 。

根据式(9)~(10), STNTSMC 的控制律为:

$$u(t) = u_{eq}(t) + u_{sw}(t) = \frac{1}{\mu} \left\{ \beta \frac{p}{q} \dot{e}^{2-\frac{p}{q}}(t) - k_1(t) \left[|s(t)|^{\frac{1}{2}} \operatorname{sgn}(s(t)) - \alpha \int_0^t \operatorname{sgn}(s(\tau)) d\tau \right] + \ddot{h}_r(t) - v\dot{h}(t) - \hat{D}(t) \right\} \quad (13)$$

对 STNTSMC 进行稳定性分析, 选择 Lyapunov 函数为:

$$V_1 = \frac{1}{2} s^2(t) + \frac{1}{2} \frac{\lambda}{k_2} \tilde{k}_1^2(t) \quad (14)$$

对式(14)求导, 并将式(11)代入, 得:

$$\dot{V}_1 = s(t)\dot{s}(t) + \frac{\lambda}{k_2} \tilde{k}_1(t) \dot{\tilde{k}}_1(t) \leq -\frac{1}{\beta} \frac{p}{q} \dot{e}^{\frac{p}{q}-1}(t) [k_1(t) |s(t)|^{\frac{1}{2}} - \tilde{D}(t)] |s(t)| + \frac{\lambda}{k_2} \tilde{k}_1(t) \dot{\tilde{k}}_1(t) \quad (15)$$

式中: $\tilde{D}(t) = \hat{D}(t) - D(t)$ 表示集总扰动的估计误差, 根据假设可知, $\tilde{D}(t) \rightarrow 0$ 。则式(15)可推导得:

$$\dot{V}_1 \leq -\frac{1}{\beta} \frac{p}{q} \dot{e}^{\frac{p}{q}-1}(t) k_1(t) |s(t)|^{\frac{3}{2}} + \frac{\lambda}{k_2} \tilde{k}_1(t) \dot{\tilde{k}}_1(t) \quad (16)$$

由式(11)可知, 当 $|s(t)| \geq \sigma$ 时:

$$\dot{V}_1 \leq -\frac{1}{\beta} \frac{p}{q} \dot{e}^{\frac{p}{q}-1}(t) k_1(t) |s(t)|^{\frac{3}{2}} + \tilde{k}_1(t) (|s(t)| + \gamma e^{-|s(t)|}) \leq 0 \quad (17)$$

由此, $V_1 > 0$ 且 $\dot{V}_1 \leq 0$, STNTSMC 的闭环稳定性得证。

2.2 有限时间扰动观测器设计

定义状态变量 $x_1 = \dot{h}(t)$, $x_2 = D(t)$, 则超局部化动力学模型可改写为:

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = \mu u(t) + v x_1 + x_2 \\ \dot{x}_2 = \hat{D}(t) \end{cases} \quad (18)$$

为准确估计和抑制系统的集总扰动, 设计有限时间扰动观测器为:

$$\begin{cases} \hat{x}_1 = \mu u(t) + v \hat{x}_1 + \hat{x}_2 - \vartheta_1 g_1(e_1) \\ \hat{x}_2 = -\vartheta_2 g_2(e_1) \end{cases} \quad (19)$$

式中: \hat{x}_1 , \hat{x}_2 分别为 x_1 , x_2 的观测量; ϑ_1 , ϑ_2 为正常数; $e_1 = \hat{x}_1 - x_1$ 表示 x_1 的观测误差; $g_1(e_1)$, $g_2(e_1)$ 是误差修正函数, 表示为:

$$\begin{cases} g_1(e_1) = |e_1|^{\frac{2}{3}} \operatorname{sgn}(e_1) + s e_1 \\ g_2(e_1) = 5s |e_1|^{\frac{2}{3}} \operatorname{sgn}(e_1) + 2 |e_1|^{\frac{1}{3}} \operatorname{sgn}(e_1) + 3s^2 e_1 \end{cases} \quad (20)$$

式中: s 为摄动增益。

接下来, 分析扰动观测器的稳定性和有限时间收敛性。

令式(19)与(18)相减, 得:

$$\begin{cases} \dot{e}_1 = v e_1 + e_2 - \vartheta_1 g_1(e_1) \\ \dot{e}_2 = -\vartheta_2 g_2(e_1) - \hat{D}(t) \end{cases} \quad (21)$$

式中: $e_2 = \hat{x}_2 - x_2$ 表示 x_2 的观测误差。

考虑系统的扰动观测器与集总扰动满足假设, 存在参数 ϑ_1 与 ϑ_2 满足:

$$\begin{cases} \vartheta_1 > 3 \\ \vartheta_2 > \frac{\vartheta_1^3 + (4\vartheta_1 - 12) \ell^2}{\vartheta_1(4\vartheta_1 - 12)} \end{cases} \quad (22)$$

并且, 存在正定函数 V_2 满足:

$$\dot{V}_2 \leq -\gamma_1 V_2 - \gamma_2 V_2^\zeta \quad (23)$$

式中: $\gamma_1 > 0$; $\gamma_2 > 0$; $0 < \zeta < 1$ 。则扰动观测器有限时间稳定, 并且收敛时间 T_1 满足:

$$T_1 \leq \frac{1}{\gamma_1(1-\zeta)} \ln \frac{\gamma_1 V_2^{1-\zeta}(0) + \gamma_2}{\gamma_2} \quad (24)$$

根据式(21)选择 Lyapunov 函数为:

$$V_2 = \theta^T P \theta \quad (25)$$

式中: θ 为列向量; P 为正定实对称矩阵; 分别表示为:

$$\begin{cases} \theta^T = [g_1(e_1) \quad e_2] \\ P = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 6\vartheta_2 + \vartheta_1^2 & -\vartheta_1 \\ -\vartheta_1 & 2 \end{bmatrix} \end{cases} \quad (26)$$

由式(25)可知, V_2 为连续的径向无界正定函数,但在 $e_1 = 0$ 处不可微。因此,令 $|\dot{e}_1| = \dot{e}_1 \text{sign}(e_1)$, 对 θ 求导,得:

$$\dot{\theta} = h(e_1)(A\theta + B\tilde{\rho}_1) \quad (27)$$

式中:

$$h(e_1) = 2|e_1|^{\frac{1}{3}} + 3s \geq 0 \quad (28)$$

$$A = \begin{bmatrix} -\frac{\vartheta_1}{3} & \frac{1}{3} \\ -\vartheta_2 & 0 \end{bmatrix}, B = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (29)$$

$$\tilde{\rho}_1 = \frac{|g_1(e_1)|}{(2 + 3s|e_1|^{\frac{1}{3}})(1 + s|e_1|^{\frac{1}{3}})} \dot{D}(t) \quad (30)$$

对 V_2 求导,得:

$$\dot{V}_2 = \dot{\theta}^T P \theta + \theta^T P \dot{\theta} =$$

$$\begin{aligned} & [h(e_1)(A\theta + B\tilde{\rho}_1)]^T P \theta + \theta^T P [h(e_1)(A\theta + B\tilde{\rho}_1)] = \\ & h(e_1) [\theta^T (A^T P + PA) \theta + \tilde{\rho}_1 (\theta^T PB)^T + \theta^T P B \tilde{\rho}_1] \leq \\ & h(e_1) [\theta^T (A^T P + PA) \theta + \theta^T P B B^T P \theta + \tilde{\rho}_1^2] \quad (31) \end{aligned}$$

由式(30)可知, $\tilde{\rho}_1^2 \leq |g_1(e_1)|^2 \dot{D}^2(t) \leq |g_1(e_1)|^2 \ell^2$ 。设 $C = [1 \ 0]$, 则式(31)可进一步推导,得:

$$\dot{V}_2 \leq h(e_1) [\theta^T (A^T P + PA + P B B^T P + \ell^2 C^T C) \theta] = h(e_1) [\theta^T (-Q) \theta] \quad (32)$$

$$A^T P + PA + P B B^T P + \ell^2 C^T C = -Q \quad (33)$$

为了满足观测器的稳定性,当 V_2 为正定时,矩阵 $-Q$ 为负定矩阵。则矩阵 Q 表示为:

$$Q = \begin{bmatrix} \frac{1}{3}\vartheta_1^3 - \frac{1}{4}\vartheta_1^2 + \vartheta_1\vartheta_2 - \ell^2 & \frac{1}{2}\vartheta_1 - \frac{1}{3}\vartheta_1^2 \\ \frac{1}{2}\vartheta_1 - \frac{1}{3}\vartheta_1^2 & \frac{1}{3}\vartheta_1 - 1 \end{bmatrix} \quad (34)$$

根据 Sylvester 定理,如果矩阵 Q 为对称矩阵,则 Q 一定为正定矩阵,并且其顺序主子式严格正定。所以,当参数 ϑ_1 与 ϑ_2 满足式(22)时, $\dot{V}_2 \leq 0$, 所设计的扰动观测器是稳定的。

接下来,证明观测器的有限时间稳定性。由式(24)可知,径向无界正定函数 V_2 满足:

$$\lambda_{\min}\{P\} \|\theta\|_2^2 \leq V_2 \leq \lambda_{\max}\{P\} \|\theta\|_2^2 \quad (35)$$

式中: $\lambda_{\min}\{P\}$ 表示 P 的最小特征值; $\lambda_{\max}\{P\}$ 表示 P 的最大特征值; $\|\theta\|_2^2$ 表示为:

$$\|\theta\|_2^2 = |g_1(e_1)|^2 + |e_2|^2 = |e_1|^{\frac{4}{3}} + 2s|e_1|^{\frac{5}{3}} + s^2 e_1^2 + e_2^2 \quad (36)$$

对 V_2 求导,并结合式(31),得:

$$\dot{V}_2 \leq -h(e_1) \theta^T Q \theta \leq -h(e_1) \lambda_{\min}\{Q\} \|\theta\|_2^2 \quad (37)$$

代入式(28),得:

$$\begin{aligned} \dot{V}_2 & \leq -2|e_1|^{\frac{1}{3}} \lambda_{\min}\{Q\} \|\theta\|_2^2 - 3s \lambda_{\min}\{Q\} \|\theta\|_2^2 \leq \\ & -2|e_1|^{\frac{1}{2}} \lambda_{\min}\{Q\} - 3s \lambda_{\min}\{Q\} \|\theta\|_2^2 \quad (38) \end{aligned}$$

由式(35)可知:

$$|e_1|^{\frac{1}{2}} \leq \|\theta\|_2 \leq \frac{V_2^{\frac{1}{2}}}{\lambda_{\min}\{P\}} \quad (39)$$

将式(39)代入式(38),得:

$$\begin{aligned} \dot{V}_2 & \leq -2|e_1|^{\frac{1}{2}} \lambda_{\min}\{Q\} - 3s \lambda_{\min}\{Q\} \|\theta\|_2^2 \leq \\ & -2 \frac{\lambda_{\min}\{Q\}}{\lambda_{\min}\{P\}} V_2^{\frac{1}{2}} - 3s \frac{\lambda_{\min}\{Q\}}{\lambda_{\min}\{P\}} V_2 = -p_1 V_2 - p_2 V_2^{\frac{1}{2}} \quad (40) \end{aligned}$$

式中: $p_1 = -2\lambda_{\min}\{Q\} \lambda_{\min}^{-1/2}\{P\} V_2^{1/2} > 0$; $p_2 = -3s \lambda_{\min}\{Q\} \lambda_{\min}^{-1}\{P\} V_2 > 0$ 。由式(40)可得:

$$dt \leq \frac{-dV_2}{p_1 V_2 + p_2 V_2^{\frac{1}{2}}} = \frac{-V_2^{-1/2} dV_2}{p_1 V_2^{1/2} + p_2} = \frac{-2dV_2^{1/2}}{p_1 V_2^{1/2} + p_2} \quad (41)$$

对上式积分,得:

$$\int_0^{T_1} dt \leq \int_{V_2(0)}^{V_2(T_1)} \frac{-2dV_2^{1/2}}{p_1 V_2^{1/2} + p_2} = \left[\frac{-2}{p_1} \ln(p_1 V_2^{1/2} + p_2) \right]_{V_2(0)}^{V_2(T_1)} \quad (42)$$

求解上式,得:

$$T_1 \leq \frac{2}{p_1} \ln \frac{p_1 V_2^{1/2}(0) + p_2}{p_2} \quad (43)$$

由此,扰动观测器的稳定性和有限时间收敛性得证。

3 系统仿真分析

根据前述理论分析,利用 Matlab/Simulink 软件对控制系统进行仿真研究。根据图 1 所示的仿真模型,在扰动影响下考察所设计的控制方案能否准确预测实际控制对象的行为,以验证超局部化无模型控制方法的鲁棒性和跟踪性。以项目组自行研制的 PRZD-06 型气体活塞式压力计为对象,其模型参数为: $Z = 0.292 \text{ MPa}^{-1}$, $R = 296.8 \text{ J/(kg} \cdot \text{K)}$, $T = 294 \text{ K}$, $A_0 = 5 \times 10^{-5} \text{ m}^2$, $V_0 = 1.4 \times 10^{-5} \text{ m}^3$, $\rho = 1.25 \text{ kg/m}^3$, $k = 0.33$, $m_i = 32 \text{ kg}$, $M = 28.959 \text{ g/mol}$ 。

分别设计 3 种不同的控制方法进行对比仿真分析:

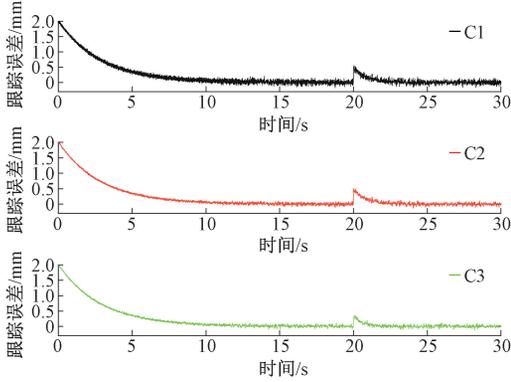
1) C1——SMC 方法。设计 SMC 控制律为 $u = \mu^{-1} \cdot [\ddot{h}_r(t) - v\dot{h}(t) + \dot{e} + \alpha \text{sgn}(s/\Phi)]$ 。其中,控制器参数设计为: $\mu = 3200$, $v = -120$, $\alpha = 6$, $\Phi = 0.0015$ 。

2) C2——STNTSMC 方法。选择式(13)为该方法的控制律,控制器参数设计为: $\beta = 16$, $p = 21$, $q = 15$, $\lambda = 2$, $\alpha = 3$, $k_1 = 5$, $k_2 = 20$, $\sigma = 0.00002$ 。

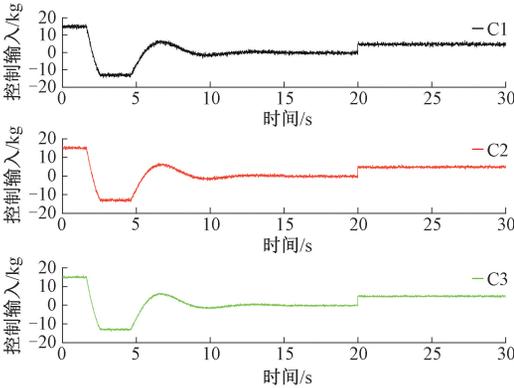
3) C3——ULMFAC 方法,即所设计的控制方法。在

C2 的基础设计扰动观测器式 (19), 观测器参数设计为: $\vartheta_1 = 25, \vartheta_2 = 80, s = 1.6, \ell = 20$ 。

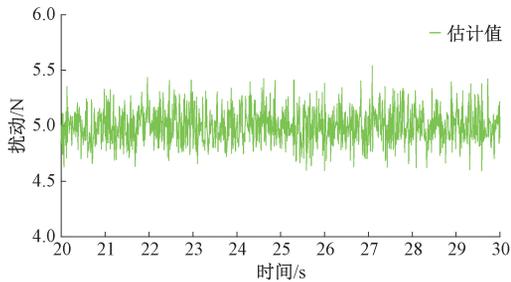
在仿真环境中, 设定活塞参考位置 $h = 2 \text{ mm}$, 检验 0.5 MPa 压强条件下系统的控制性能, 待系统稳定后于第 20 s 施加 5 N 阶跃扰动信号, 结果如图 3 所示。



(a) 跟踪误差曲线
(a) Curve of tracking error



(b) 控制输入曲线
(b) Curve of control input



(c) 扰动估计曲线
(c) Curve of disturbance estimation

图 3 0.5 MPa 压强条件下的仿真结果

Fig. 3 Simulation results under the pressure of 0.5 MPa

如图 3(a) 所示, 3 种控制方法的动态响应速度较好, 活塞在约 10 s 时达到参考位置。而应对同一外部扰动条件时, C1 产生的最大跟踪误差为 0.55 mm, 跟踪误差的标准差为 0.09 mm, 响应时间为 1.9 s, 表明 SMC 方法因为开关函数在平衡点产生了抖振现象; C2 产生的最大跟踪误差为 0.51 mm, 跟踪误差的标准差为 0.08 mm, 响应

时间为 1.8 s, 表明 STNTSMC 方法有效地削弱了抖振现象, 但收敛时间并未有效改善; C3 的控制效果较好, 其最大跟踪误差为 0.36 mm, 跟踪误差的标准差为 0.06 mm, 响应时间为 1.07 s, 验证了该控制方法可以有效抑制外部扰动, 鲁棒性较好, 动态性能明显提升, 说明 ULMFAC 方法能够实现有限时间收敛, 改进了系统跟踪性。图 3(b) 显示了 3 种控制方法的控制输入曲线, 在施加外部扰动后, SMC 方法的控制输入范围较大, 约为 2.93~6.92 kg, 说明系统输入信号的波动引起了跟踪误差的抖振; 而 C3 曲线较为平滑, 在稳态阶段的控制输入范围较小, 约为 4.03~5.63 kg, 进而产生较好的控制性能并削弱抖振。图 3(c) 给出了在扰动信号影响下的扰动估计曲线, 有限时间扰动观测器可以较为准确的估计阶跃扰动信号, 估计范围为 4.35~5.56 N, 为扰动的准确补偿奠定基础, 避免控制方法设计的保守性。结果表明, 所设计的控制方法可以有效提升系统跟踪性和鲁棒性, 抖振现象明显改善。

4 系统实验分析

实验平台如图 4 所示, 主要由活塞式压力计、上位计算机、气泵装置和控制箱等组成。

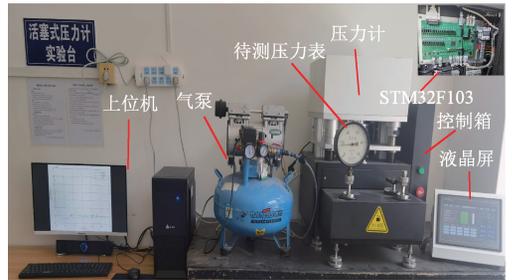


图 4 实验平台

Fig. 4 Experimental platform

图 5 展示了 3 MPa 压强条件下, 3 种不同控制方法的实验结果。由图 5(a) 所见, 由于压强的提升, 实际控制系统具有复杂的非线性特性, 导致系统参数不确定性产生变化, 增加控制的难度和复杂性, 活塞的动态响应时间随着压强的升高而有所延长。具体而言, C1 和 C2 的响应时间分别为 13.97 和 13.34 s; 而 C3 的响应时间最快, 在 12.75 s 时活塞达到平衡状态, 表明该方法可以有效的抑制压强变化导致的参数不确定性, 实现系统的快速收敛。在 25~30 s 的稳态阶段, C1 的抖振现象较为明显, 其标准差为 0.056 mm; 而 C3 的跟踪误差曲线变化范围较小, 其标准差约为 0.036 mm, 表明在实际压强提升的情况下, 所提出的控制方法仍能有效削弱抖振, 提高活塞的定位能力。图 5(b) 为稳态阶段的压强曲线, 可以看

出,活塞的跟踪性能直接反应实际压强的变化。与图5(a)对比可知,C1的抖振现象最明显,其压强变化范围也最大,约为2.9956~3.004MPa;C2的跟踪误差变化范围较小,其压强变化范围为2.9974~3.0027MPa,控制精度有所提升;C3的计量效果最好,压强曲线变化范围最小,约为2.9982~3.0018MPa。实验结果表明,采用ULMFAC可有效抑制参数不确定性,从而改进系统的控制性能,进而提升压力计量的精确性。

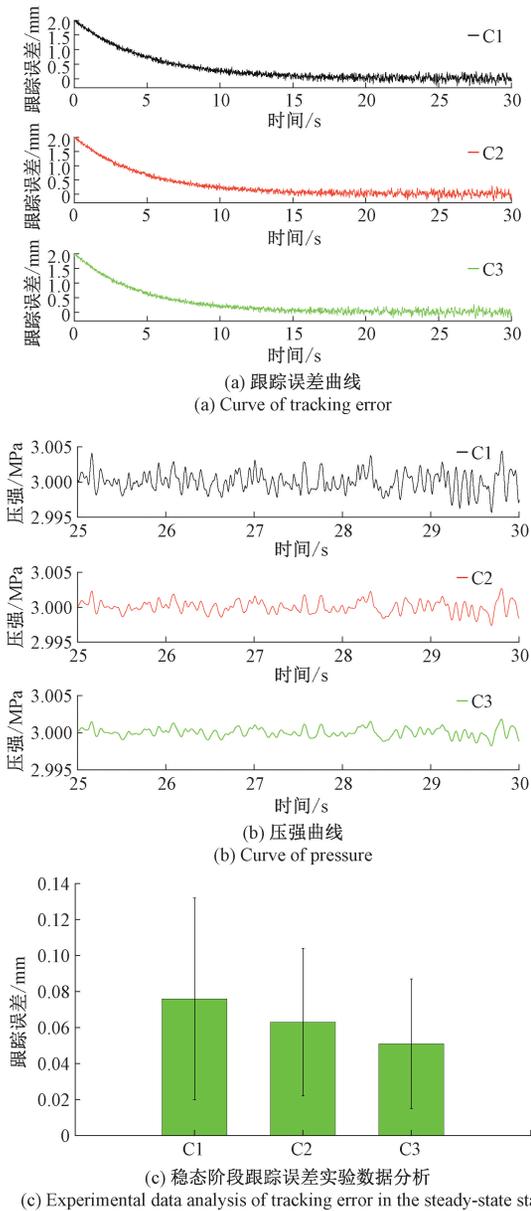


图5 3 MPa 压强条件下的实验结果

Fig. 5 Experimental results under 3 MPa pressure

为进一步验证高压条件下,所提出控制方法的可行性,图6比较了6 MPa 压强条件下,3种不同控制方法的跟踪误差和压强曲线。比较图5和6的结果可知,在高

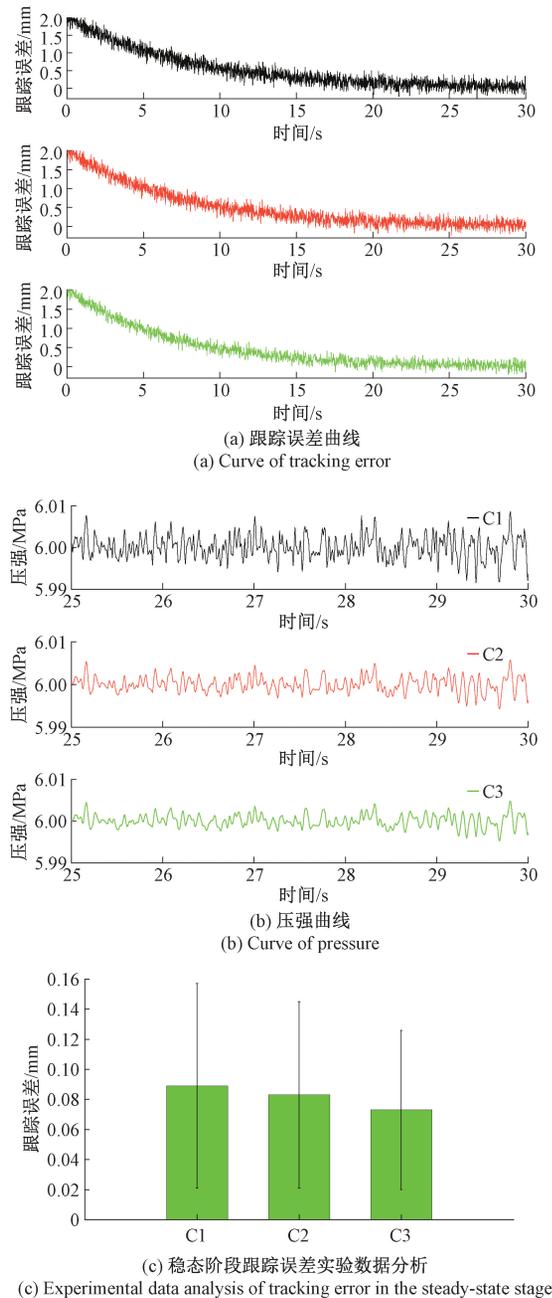


图6 6 MPa 压强条件下的实验结果

Fig. 6 Experimental results under 6 MPa pressure

压环境下,系统的响应时间均有所增加,表明参数不确定性为系统的动态性能带来不利影响。由图6(a)所见,C1的响应时间较慢,约为16.81 s,C2的响应时间为15.75 s,而C3在高压环境中仍有较快的响应时间,经过14.71 s后活塞可达到参考位置,表明该方法可准确估计系统的参数不确定性并实现有限时间收敛,有助于实现高效率计量。同时,3种方法的跟踪误差均表现出更明显的抖振现象,导致压强变化范围较大。其中,C1的抖振现象尤为明显,导致压强变化范围较大,约为5.9916~

6.008 6 MPa; C2的抖振现象有所削弱,验证了式(11)参数更新律的有效性,压强变化范围约为5.994 3~6.005 8 MPa; C3的控制效果最佳,压强曲线较平滑,其变化范围为5.994 8~6.005 2 MPa,计量准确性的提升较为明显。因此,在高压环境中,ULMFAC有助于系统实现精确的定位,从而改善压力计量效果。

5 结 论

提出了ULMFAC方法,结合STNTSMC与有限时间扰动观测器,不依赖于精确的系统模型,能有效改善抖振现象和系统收敛性,解决了因参数变化导致的活塞定位精度降低及系统鲁棒性不足的问题,为解决活塞式压力计等具有时变不确定特性的非线性系统的高品质控制提供了一种新方法。

仿真和实验结果表明,在0.5、3和6 MPa不同压强条件下,ULMFAC的响应时间分别缩短了约5%、8%和12%,跟踪误差的标准差降低了约36%、36%和32%;在6 MPa压强条件下,压强变化范围能控制在5.994 8~6.005 2 MPa内,保持了不同压强范围内较快的响应时间和较高的控制精度。

参考文献

[1] MA SH H, WANG H X, LAN W J, et al. Mechanical detection system for injection production string in oil and gas wells with high temperature and high pressure[J]. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2023, 28(5): 2749-2761.

[2] 向柳静, 姜昌兴, 刘显明, 等. 基于超弹性体材料的微型光纤法珀压力传感器[J]. *仪器仪表学报*, 2022, 43(12): 66-75.

XIANG L J, JIANG CH X, LIU X M, et al. Miniature optical fiber Fabry-Perot pressure sensor based on hyper-elastic material [J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2022, 43(12): 66-75.

[3] 李传昊, 王军波, 商艳龙, 等. 介质隔离高精度MEMS谐振式压力传感器[J]. *仪器仪表学报*, 2023, 44(4): 219-227.

LI CH H, WANG J B, SHANG Y L, et al. Dielectrically isolated high-precision MEMS resonant pressure sensors[J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2023, 44(4): 219-227.

[4] 王博文, 杨远超, 庞桂兵, 等. 液体活塞式压力计校准自动化研究[J]. *计量学报*, 2024, 45(11): 1695-1701.

WANG B W, YANG Y CH, PANG G B, et al. Research on automated calibration of hydraulic piston gauges[J]. *Acta Metrologica Sinica*, 2024, 45(11): 1695-1701.

[5] 庞桂兵, 杨逸, 樊双蛟, 等. 质量砝码和压力砝码活塞式压力计的计量误差[J]. *计量学报*, 2023, 44(12): 1842-1846.

PANG G B, YANG Y, FAN SH J, et al. Measurement errors of piston pressure gauge for mass weights and pressure weights [J]. *Acta Metrologica Sinica*, 2023, 44(12): 1842-1846.

[6] 王琛, 刘环宇, 杨远超, 等. 500 MPa 活塞式压力计活塞系统关键参数设计[J]. *计量学报*, 2021, 42(12): 1625-1629.

WANG CH, LIU H Y, YANG Y CH, et al. Design of key parameters of piston-cylinder assembly of 500 MPa piston pressure gauge [J]. *Acta Metrologica Sinica*, 2021, 42(12): 1625-1629.

[7] 悦进, 杨远超. 10 kPa 气体活塞式压力计计量性能测试研究[J]. *计量学报*, 2022, 43(4): 507-512.

YUE J, YANG Y CH. Research on metrological performance of 10 kPa pneumatic piston gauge[J]. *Acta Metrologica Sinica*, 2022, 43(4): 507-512.

[8] CHEN Y, TAO G L, FAN X. A contraction theory-based adaptive robust control for the trajectory tracking of a pneumatic cylinder[J]. *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2024, 71(9): 11408-11418.

[9] WANG CH H, SHI Y, WANG Y X, et al. Event-triggered adaptive fuzzy output feedback tracking control for pneumatic servo system with input voltage saturation and position constraint [J]. *IEEE Transactions on Industrial Informatics*, 2024, 20(3): 4360-4369.

[10] CHEN CH, CAO Y, CHEN X X et al. A fused deep fuzzy neural network controller and its application to pneumatic flexible joint [J]. *IEEE/ASME Transactions on Mechatronics*, 2023, 28(6): 3214-3225.

[11] ZHANG J H, CUI C F, GU SH M, et al. Trajectory tracking control of pneumatic servo system: A variable gain ADRC approach [J]. *IEEE Transactions on Cybernetics*, 2023, 53(11): 6977-6986.

[12] QIN Y D, ZHANG H Q, WANG X Y, et al. Adaptive set-membership filter based discrete sliding mode control for pneumatic artificial muscle systems with hardware experiments [J]. *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering*, 2024, 21(2): 1682-1694.

[13] 李永福, 文跃洲, 黄龙旺. 基于改进扩展状态观测器的四旋翼无人机轨迹鲁棒跟踪控制[J]. *仪器仪表学报*, 2023, 44(4): 129-139.

LI Y F, WEN Y ZH, HUANG L W. Robust trajectory tracking control of quadrotor UAV based on the improved extended state observer[J]. *Chinese Journal of Scientific Instrument*, 2023, 44(4): 129-139.

- [14] GOMEZ M A, CRUZ-ANCONA C D, FRIDMAD L. Super twisting based Lyapunov redesign for uncertain linear delay systems[J]. IEEE Transactions on Automatic Control, 2023, 68(2): 1107-1113.
- [15] ZHOU M H, SU H Y, FENG Y, et al. Super-twisting algorithm-based fractional-order sliding-mode control of nonlinear systems with mismatched uncertainties [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(8): 9510-9519.
- [16] CHEN L, ZHANG H M, WANG H, et al. Continuous adaptive fast terminal sliding mode-based speed regulation control of PMSM drive via improved super-twisting observer[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2024, 71(5): 5105-5115.
- [17] 周向阳, 李玲玲, 赵立波. 基于扩张状态观测器的稳定平台非奇异终端滑模控制[J]. 仪器仪表学报, 2018, 39(5): 161-169.
ZHOU X Y, LI L L, ZHAO L B. Nonsingular terminal sliding mode control for the ESO-based stabilized platform[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2018, 39(5): 161-169.
- [18] 刘小松, 魏昌斌, 单泽涛, 等. 基于扩张状态观测器的里程计定位补偿无人车轨迹跟踪控制[J]. 仪器仪表学报, 2024, 45(7): 313-320.
LIU X S, WEI CH B, SHAN Z T, et al. Trajectory tracking control of unmanned vehicles with odometer positioning compensation based on extended state observer[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(7): 313-320.
- [19] 孙非, 崔特, 曹宇赫, 等. 基于模糊反馈线性化和自适应扩张状态观测器的 USM 六自由度镇定控制[J]. 仪器仪表学报, 2024, 45(5): 311-318.
SUN F, CUI T, CAO Y H, et al. USM six degrees of freedom stabilization control based on fuzzy feedback linearization and adaptive extended state observer [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(5): 311-318.
- [20] WANG X T, MEI X S, WANG X D, et al. Disturbance observer-based adaptive neural control of the permanent magnet linear motor system with unknown backlash-like hysteresis[J]. IEEE Transactions on Industrial Informatics, 2024, 20(3): 3266-3274.

作者简介



庞桂兵, 2005 年于大连理工大学获得博士学位, 现为大连工业大学教授, 博士生导师, 研究方向为计量仪器技术、多能场制造技术等。

E-mail: pangguibingsx@163.com

Pang Guibing received his Ph. D. degree

from Dalian University of Technology in 2005. Now he is a professor and doctoral supervisor at Dalian Polytechnic University. His main research interests include multi-energy field manufacturing, precision Instrument Design and Manufacturing.



王思遥, 2023 年于大连交通大学获得学士学位, 现为大连工业大学硕士研究生, 主要研究方向为全自动活塞式压力计。

E-mail: wangsiyao_dpu@163.com

Wang Siyao received his B. Sc. degree from Dalian Jiaotong University in 2023. Now he is a M. Sc. candidate at Dalian Polytechnic University. His main research is automatic piston pressure gauge.



高腾, 1998 年于天津科技大学获得学士学位, 2005 年于大连理工大学获得硕士学位, 2011 年于大连理工大学获得博士学位。现为大连工业大学副教授, 主要研究方向为嵌入式、物联网、智能控制。

E-mail: gaoteng@dlpu.edu.cn

Gao Teng received his B. Sc. degree from Tianjin University of Science and Technology in 1998, received his M. Sc. degrees from Dalian University of Technology in 2005, received his Ph. D. degrees from Dalian University of Technology in 2011. Now he is an associate professor at Dalian Polytechnic University. His main research interests include embedded system, internet of things and intelligent control.



杨远超, 2004 年于清华大学获得学士学位, 2009 年于清华大学获得博士学位, 现为中国计量科学研究院副研究员, 主要研究方向为压力计量。

E-mail: yangyc@nim.ac.cn

Yang Yuanqiao received his B. Sc. degree from Tsinghua University in 2004, received his Ph. D. degrees from Tsinghua University in 2009. Now he is an associate researcher at the National Institute of Metrology. His main research is pressure metrology.



原浩(通信作者), 2014 年于青岛理工大学获得学士学位, 2019 年于沈阳工业大学获得硕士学位, 2023 年于沈阳工业大学获得博士学位, 现为大连工业大学讲师, 主要研究方向为非线性控制系统、电机控制、机器人控制等。

E-mail: yuanhao@dlpu.edu.cn

Yuan Hao (Corresponding author) received his B. Sc. degree from Qingdao University of Technology in 2014, received his M. Sc. degree from Shenyang University of Technology in 2019, received his Ph. D. degree from Shenyang University of Technology in 2023. Now he is a lecturer at Dalian Polytechnic University. His main research interests include nonlinear control systems, motor control, robot control, etc.