

基于多种未建模动态估计与补偿的电液舵机 自适应容错控制

李婷¹, 姚叶明², 张临海², 李洋¹, 王新民¹

(1.西北工业大学 自动化学院, 陕西 西安 710072; 2.航空工业金城南京机电液压工程研究中心, 江苏 南京 211106)

摘 要:针对多种未建模动态影响下的电液舵机内泄漏故障容错控制问题,提出一种基于未建模动态估计与补偿的自适应容错控制方法。将舵机模型划分为 2 个子系统,分别设计扩展状态观测器估计匹配及非匹配未建模动态。结合未建模动态估计结果,基于反步法设计自适应容错控制器。利用基于内泄漏故障参数自适应更新的控制器重配置调节故障影响,采用前馈补偿方式抑制未建模动态影响。对所提方法进行严重内泄漏条件下的半物理仿真试验,结果表明:当作动筒最大内泄漏流量达到 10.53 L/min,即约占伺服阀最大负载流量的 56.77%时,伺服阀开口接近最大,所提方法仍可实现高精度的位置跟踪控制,故障暂态及故障后稳态的最大位置跟踪误差均可控制在给定的 $\pm 1.5\%$ 以内。

关 键 词:电液舵机;作动筒内泄漏;未建模动态;扩展状态观测器;自适应容错控制

中图分类号:V227+.82 **文献标志码:**A **文章编号:**1000-2758(2023)01-0018-10

飞机电液舵机作为重要的飞控子系统,广泛用于驱动飞机的关键舵面。受高温高压、油液污染、装配不当等因素影响,此类系统的作动筒活塞密封件容易发生磨损、老化,导致内泄漏故障频繁发生。内泄漏故障一般较难被检测到,但发展到一定程度将显著影响作动系统性能,主要表现为力输出能力降低,舵面位置跟踪精度下降。因此,设计容错控制器以确保内泄漏故障发生后舵机系统以可接受的性能继续工作对于提高飞控系统可靠性,保证飞机飞行安全具有重要的现实意义。

自适应控制理论被广泛用于电液舵机系统容错控制器设计。文献[1-2]分别将内泄漏故障建模为乘性和加性故障,设计自适应律估计故障幅值,利用基于故障估计的控制器重配置来调节故障影响。文献[3]提出一种非线性随机参数估计方法估计内泄漏系数,结合故障估计结果设计自适应反步容错控制器进行故障补偿。然而,这些容错控制器设计均依赖精确的数学模型,并未考虑泄漏特性建模误差

的影响。部分未建模泄漏特性与内泄漏故障位于同一控制通道,将显著影响故障的估计结果,从而影响容错控制效果。除泄漏特性外,活塞与作动筒之间复杂的摩擦力特性、作用在活塞杆上的外负载力等也难以精确建模,可见电液舵机系统存在多种未建模动态。

为改善多种未建模动态影响下的控制系统性能,基于反步法的非线性鲁棒控制方法被广泛用于电液舵机系统常规控制器设计。文献[4]假设未建模动态有界且上界已知,利用非线性鲁棒控制律来调节未建模动态影响;文献[5]根据自适应得到的未建模动态的上界信息设计鲁棒控制律来抑制其影响;文献[6]将未建模动态划分为常值及时变两部分,常值部分通过自适应方式估计并补偿,时变部分通过鲁棒控制律抑制。然而,上述方法均需通过设置高反馈增益以获得满意的控制性能,但高增益控制也进一步放大了噪声效应,容易激励出高频动态。

基于未建模动态估计与补偿的控制策略可以有

效减轻未建模动态对控制系统性能的影响,同时也避免了高控制增益。这类方法的主要思想是将未建模动态作为扰动项估计,基于估计结果进行前馈补偿。文献[7]设计了一种活塞杆速度信号驱动的扩展扰动观测器估计非匹配未建模动态;文献[8]通过引入辅助状态变量代替活塞杆速度及负载压力的微分信号设计扰动观测器,从而在一定程度上减轻了测量噪声对扰动估计结果的影响。文献[9]设计了有限时间扰动观测器估计匹配及非匹配未建模动态,但观测器设计要求存在未建模动态的二阶导数;文献[10]设计 RBF 神经网络逼近未建模动态,采用自适应方式更新神经网络权值,但该方法的计算开销相对较大。

基于以上分析,本文考虑作动筒泄漏特性、摩擦力特性及外负载扰动等未建模动态,提出一种基于多种未建模动态估计与补偿的内泄漏故障自适应容错控制方法。首先,受文献[11]启发,将被控对象模型划分为 2 个子系统,分别设计扩展状态观测器(extended state observer, ESO)估计子系统内的匹配及非匹配未建模动态。然后,结合未建模动态估计结果,设计自适应反步容错控制器。采用基于故障参数自适应的控制器重配置机制调节内泄漏故障,采用前馈方式抑制未建模动态影响。最后,通过严重内泄漏条件下的半物理仿真试验对所提方法的有效性进行验证。

1 电液舵机模型

电液舵机结构如图 1 所示,该舵机主要包括双喷嘴挡板伺服阀和作动筒(对称液压缸)组件。作动筒输出端通过操纵支座来连接舵面负载, $F_L(\text{N})$ 为作用在活塞杆上的外部负载力, $q_h(\text{m}^3/\text{s})$ 为作动筒内泄漏流量。飞控计算机计算出的控制输入指令 $u(\text{V})$, 再通过驱动装置转换为电流或电压信号控制阀的开度。由液压源供给的油液流经伺服阀、作动筒驱动活塞运动,系统输出为活塞杆位移 $x_h(\text{mm})$ 。可见,电液舵机系统实际为一类位置伺服系统。

作动筒活塞杆力平衡方程为

$$m_h \ddot{x}_h = A_h p_L - B_h \dot{x}_h + f_u(t) \quad (1)$$

式中: $m_h(\text{kg})$ 为活塞及活塞杆总质量; $A_h(\text{m}^2)$ 为活塞有效作用面积; $B_h(\text{N} \cdot \text{s}/\text{m})$ 为黏性阻尼系数;

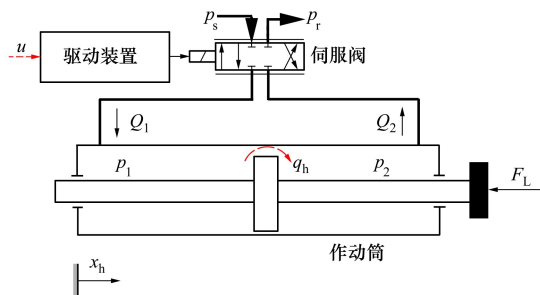


图 1 电液舵机结构示意图

$p_L = p_1 - p_2(\text{MPa})$ 为负载压力,其中 p_1 和 p_2 分别为液压缸左右两腔压力; $f_u(t)$ 为非匹配未建模动态,主要包括未建模的摩擦力动态及外部负载力 F_L 。

对称液压缸的负载压力动态特性可以描述为

$$\dot{p}_L = \frac{4\beta_e(-A_h \dot{x}_h - q_h + Q_L + Q_u)}{V_t} \quad (2)$$

式中: $\beta_e(\text{MPa})$ 为油液体积弹性模量; $V_t(\text{m}^3)$ 为液压缸总体积; $Q_L = \frac{Q_1 + Q_2}{2}(\text{m}^3/\text{s})$ 为负载流量,其中 Q_1 与 Q_2 分别为液压缸进油和回油流量; Q_u 为未建模的泄漏动态特性。将作动筒内泄漏流量 q_h 建模为

$$q_h = C_i p_L + \beta(t - t_f) C_t \sqrt{|p_L|} \text{sgn}(p_L) \quad (3)$$

式中: $C_i(\text{m}^3/\text{s}/\text{Pa})$ 为正常内泄漏系数; $C_t(\text{m}^3/\text{s}/\text{Pa}^{1/2})$ 为故障内泄漏系数; $\beta(t - t_f)$ 为描述内泄漏故障的时间函数,将其定义为

$$\beta(t - t_f) \triangleq \begin{cases} 0 & t < t_f \\ 1 - e^{-\mu_f(t-t_f)} & t \geq t_f \end{cases} \quad (4)$$

式中: t_f 为故障发生时间, μ_f 为故障演变速率。

考虑伺服阀固有频率远大于液压固有频率的情况,忽略阀的动态特性,将伺服阀模型简化为比例环节,即有 $x_v = k_v u$, 其中 $k_v(\text{m}/\text{V})$ 为伺服阀增益系数, $x_v(\text{mm})$ 为阀芯位移, u 为控制输入。假设回油压力 p_r 为零,可推得负载流量计算公式为

$$Q_L = \frac{k_q k_v u \sqrt{p_s - \text{sign}(u) p_L}}{\sqrt{2}} \quad (5)$$

式中: $k_q(\text{m}^2/\text{s}/\text{Pa}^{1/2})$ 为流量增益; $p_s(\text{MPa})$ 为供油压力; $\text{sign}(\cdot)$ 为自定义符号函数且有

$$\text{sign}(u) \triangleq \begin{cases} 1 & u \geq 0 \\ -1 & u < 0 \end{cases} \quad (6)$$

根据(1)~(6)式,定义系统状态变量 $\mathbf{x} = [x_1, x_2, x_3]^T \triangleq [x_h, \dot{x}_h, p_L]^T$, 可推得系统的非线性状态

空间模型为

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ m_h \dot{x}_2 = -B_h x_2 + A_h x_3 + f_u(t) \\ \dot{x}_3 = g(x_3, u)u - f_1 - f_2 \theta + f_m(t) \end{cases} \quad (7)$$

$$y = x_1 \quad (8)$$

式中: $g(x_3, u) = 4\beta_e k_q k_v \sqrt{p_s - \text{sign}(u)x_3} / \sqrt{2} V_t$, $\theta = C_t \beta(t - t_f)$ 为自定义内泄漏故障参数, 表征故障内泄漏系数 C_t 随时间的变化过程。 $f_u(t)$ 为非匹配未建模动态, $f_m(t) = 4\beta_e Q_u / V_t$ 为匹配未建模动态, y 为系统输出, $f_1 = 4A_h \beta_e x_2 / V_t + 4\beta_e C_i x_3 / V_t$, $f_2 = 4\beta_e \sqrt{|x_3|} \text{sgn}(x_3) / V_t$ 。

假设1 内泄漏故障参数 θ 满足 $\theta_{\min} \leq \theta \leq \theta_{\max}$ 且 $\theta_{\max}, \theta_{\min}$ 为已知正常数。

假设2 未建模动态 f_u, f_m 有界可导且其导数 $h_1(t), h_2(t)$ 的上界分别为 $\bar{h}_1, \bar{h}_2$ 。

假设3 系统位置参考指令 x_{1d} 三阶连续可导且有界。

注1 实际中液压缸左右两腔压力 p_1, p_2 均有界且负载压力 p_L 远小于供油压力 p_s , 据此可推得 $g(x_3, u) > 0$ 。

针对电液舵机系统(7)~(8)式, 设计基于未建模动态估计与补偿的自适应容错控制器以抑制多种未建模动态影响, 实现对内泄漏故障的有效调节, 确保故障前后系统稳定且具有高精度的位置跟踪性能。

2 容错控制器设计

2.1 故障参数自适应律设计

设计内泄漏故障参数自适应律形式如下

$$\dot{\hat{\theta}} = \text{Proj}_{\hat{\theta}}(\Gamma \sigma) \quad (9)$$

式中: $\hat{\theta}$ 为 θ 的估计值, $\hat{\theta}(0)$ 需满足假设1, $\Gamma > 0$ 为自适应更新速率, σ 为更新函数, 其具体表达式在2.3节给出。 $\text{Proj}_{\hat{\theta}}(x)$ 为不连续投影映射, 定义如下^[12]

$$\text{Proj}_{\hat{\theta}}(x) = \begin{cases} 0 & \text{若 } \hat{\theta} = \theta_{\max} \text{ 且 } x > 0 \\ 0 & \text{若 } \hat{\theta} = \theta_{\min} \text{ 且 } x < 0 \\ x & \text{其他} \end{cases} \quad (10)$$

(9)式中不连续投影映射的使用可确保故障参数更新过程具备以下性质:

性质1 $\hat{\theta} \in \Omega_{\hat{\theta}} \triangleq \{\hat{\theta}; \theta_{\min} \leq \hat{\theta} \leq \theta_{\max}\}$

性质2 $\tilde{\theta}[\Gamma^{-1} \text{Proj}_{\hat{\theta}}(\Gamma \sigma) - \sigma] \leq 0, \forall \sigma$

2.2 基于ESO的未建模动态估计

将电液舵机模型(7)式前2个方程作为子系统1, 设计ESO估计非匹配未建模动态 f_u 。

针对子系统1, 定义扩展子系统状态变量 $\mathbf{x}_{e1} =$

$[x_1, x_2, x_{e1}]^T \triangleq \left[x_h, \dot{x}_h, \frac{f_u(t)}{m_h} \right]^T$, 得到以下扩展子系统状态方程

$$\begin{cases} \dot{x}_1 = x_2 \\ \dot{x}_2 = x_{e1} - \frac{B_h x_2}{m_h} + \frac{A_h x_3}{m_h} \\ \dot{x}_{e1} = h_1(t) \end{cases} \quad (11)$$

式中: $h_1(t)$ 表示非匹配未建模动态随时间的变化率。

针对(11)式, 设计ESO为

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}}_1 = \hat{x}_2 + 3\omega_{e1}(x_1 - \hat{x}_1) \\ \dot{\hat{x}}_2 = \hat{x}_{e1} - \frac{B_h \hat{x}_2}{m_h} + \frac{A_h \hat{x}_3}{m_h} + 3\omega_{e1}^2(x_1 - \hat{x}_1) \\ \dot{\hat{x}}_{e1} = \omega_{e1}^3(x_1 - \hat{x}_1) \end{cases} \quad (12)$$

式中: $\hat{\mathbf{x}}_{e1} = [\hat{x}_1, \hat{x}_2, \hat{x}_{e1}]^T$ 为 $\mathbf{x}_{e1}$ 的估计值, ω_{e1} 为观测器带宽。

令状态估计误差 $\tilde{\mathbf{x}}_{e1} = \mathbf{x}_{e1} - \hat{\mathbf{x}}_{e1} = [\tilde{x}_1, \tilde{x}_2, \tilde{x}_{e1}]^T$,

$\boldsymbol{\varepsilon} = [\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3]^T \triangleq \left[\tilde{x}_1, \frac{\tilde{x}_2}{\omega_{e1}}, \frac{\tilde{x}_{e1}}{\omega_{e1}^2} \right]^T$, 联立(11)~

(12)式可推得观测器误差动态特性为

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \omega_{e1} \mathbf{A}_1 \boldsymbol{\varepsilon} + \frac{\mathbf{B}_1 h_1(t)}{\omega_{e1}^2} \quad (13)$$

式中: $\mathbf{A}_1 = \begin{bmatrix} -3 & 1 & 0 \\ -3 & 0 & 1 \\ -1 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \mathbf{B}_1 = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix}$ 。易见 $\mathbf{A}_1$ 为

Hurwitz 矩阵, 因此存在一个对称正定阵 $\mathbf{P}_1$ 使得如下关系式成立

$$\mathbf{A}_1^T \mathbf{P}_1 + \mathbf{P}_1 \mathbf{A}_1 = -\mathbf{I}_3 \quad (14)$$

将电液舵机模型(7)式第3个方程作为子系统2, 设计ESO估计匹配未建模动态 f_m 。因定义的扩展状态变量不同, 将子系统2描述为以下2种扩展形式。

形式1 定义扩展子系统状态变量 $\mathbf{x}_{e2} = [x_3, x_{e2}]^T \triangleq [p_L f_m(t)]^T$, 可推得以下扩展形式

$$\begin{cases} \dot{x}_3 = x_{e2} + g(x_3, u)u - f_1 - f_2 \tilde{\theta} - f_2 \hat{\theta} \\ \dot{x}_{e2} = h_2(t) \end{cases} \quad (15)$$

式中: $\tilde{\theta} = \theta - \hat{\theta}$ 为故障参数估计误差, $h_2(t)$ 表示匹配未建模动态随时间的变化率。

形式 2 定义扩展子系统状态变量 $\mathbf{x}_{e2} = [x_3, x_{e2}]^T \triangleq [p_L f_m(t) - f_2 \tilde{\theta}]^T$, 可推得以下系统扩展形式

$$\begin{cases} \dot{x}_3 = x_{e2} + g(x_3, u)u - f_1 - f_2 \hat{\theta} \\ \dot{x}_{e2} = h_2(t) \end{cases} \quad (16)$$

针对(15)、(16)式 2 种形式的扩展子系统状态方程,设计 ESO 为

$$\begin{cases} \dot{\hat{x}}_3 = \hat{x}_{e2} + g(x_3, u)u - f_1 - f_2 \hat{\theta} + 2\omega_{e2}(x_3 - \hat{x}_3) \\ \dot{\hat{x}}_{e2} = \omega_{e2}^2(x_3 - \hat{x}_3) \end{cases} \quad (17)$$

令状态估计误差 $\tilde{\mathbf{x}}_{e2} = \mathbf{x}_{e2} - \hat{\mathbf{x}}_{e2} = [\tilde{x}_3, \tilde{x}_{e2}]^T$, $\boldsymbol{\eta} = [\eta_1, \eta_2]^T \triangleq [\tilde{x}_3, \frac{\tilde{x}_{e2}}{\omega_{e2}}]^T$, 分别联立(15)式与(17)式、(16)式与(17)式,可推得 2 种形式的观测器误差动态特性如下

$$\dot{\boldsymbol{\eta}} = \omega_{e2} \mathbf{A}_2 \boldsymbol{\eta} - \mathbf{D}_1 f_2 \tilde{\theta} + \frac{\mathbf{D}_2 h_2(t)}{\omega_{e2}} \quad (18)$$

$$\dot{\boldsymbol{\eta}} = \omega_{e2} \mathbf{A}_2 \boldsymbol{\eta} + \frac{\mathbf{D}_2 h_2(t)}{\omega_{e2}} \quad (19)$$

式中: $\mathbf{A}_2 = \begin{bmatrix} -2 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}$, $\mathbf{D}_1 = \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix}$, $\mathbf{D}_2 = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix}$ 。易见 $\mathbf{A}_2$ 为 Hurwitz 矩阵,则存在一个对称正定阵 $\mathbf{P}_2$ 使得如下关系式成立

$$\mathbf{A}_2^T \mathbf{P}_2 + \mathbf{P}_2 \mathbf{A}_2 = -\mathbf{I}_2 \quad (20)$$

注 2 (18)式及(19)式所示 2 种误差动态特性有助于对不同未建模动态影响下的系统进行稳定性分析,具体见 2.3 节。

2.3 自适应容错控制律设计及主要结论

本节通过综合故障参数及未建模动态估计结果,利用反步法设计自适应容错控制器,具体设计过程为:

步骤 1 定义系统位置跟踪误差为

$$z_1 = x_1 - x_{1d} \quad (21)$$

使用虚拟控制律 α_1 镇定状态 x_2 , 定义辅助误差变量为

$$z_2 = x_2 - \alpha_1 = \dot{z}_1 + k_1 z_1 \quad (22)$$

式中: $\alpha_1 = -k_1 z_1 + \dot{x}_{1d}$, $k_1 > 0$ 为反馈控制增益。

对 $m_h z_2$ 求导并联立(7)式得到

$$m_h \dot{z}_2 = -B_h x_2 + A_h x_3 + f_u(t) - m_h \alpha_1 \quad (23)$$

使用虚拟控制律 α_2 镇定状态 x_3 , 定义辅助误差

变量为

$$z_3 = x_3 - \alpha_2 \quad (24)$$

联立(23)式及(24)式,设计虚拟控制律 α_2 为

$$\begin{aligned} \alpha_2 &= \frac{(\alpha_{2u} + \alpha_{2s})}{A_h} \\ \alpha_{2u} &= B_h x_2 - m_h \hat{x}_{e1} + m_h \alpha_1 \\ \alpha_{2s} &= -k_2 z_2 \end{aligned} \quad (25)$$

式中: α_{2u} 为模型补偿项, α_{2s} 为鲁棒控制项, $k_2 > 0$ 为反馈控制增益。

联立(23) ~ (25) 式得到

$$m_h \dot{z}_2 = A_h z_3 - k_2 z_2 + m_h \tilde{x}_{e1} \quad (26)$$

步骤 2 考虑(24)式及(7)式,对 z_3 求导得到

$$\dot{z}_3 = g(x_3, u)u - f_1 - f_2 \tilde{\theta} - f_2 \hat{\theta} + f_m(t) - \alpha_2 \quad (27)$$

式中, α_2 可由以下公式计算得到

$$\begin{aligned} \alpha_2 &= \alpha_{2c} + \alpha_{2u} \\ \alpha_{2c} &= \frac{\partial \alpha_2}{\partial t} + \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_1} x_2 + \frac{\partial \alpha_2}{\partial \hat{x}_{e1}} \dot{\hat{x}}_{e1} + \\ &\quad \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} \frac{1}{m_h} (-B_h x_2 + A_h x_3 + m_h \hat{x}_{e1}) \\ \alpha_{2u} &= \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} \tilde{x}_{e1} \end{aligned} \quad (28)$$

式中: α_{2c} 为 α_2 的可计算部分, α_{2u} 为不可计算部分, 通过鲁棒控制律进行补偿。

设计控制律为

$$u = \frac{(f_1 + f_2 \hat{\theta} + \alpha_{2c} - \hat{x}_{e2} - k_3 z_3)}{g} \quad (29)$$

式中, $k_3 > 0$ 为反馈控制增益。

将(29)式代入(27)式中得到

$$\dot{z}_3 = -f_2 \tilde{\theta} + f_m(t) - x_{e2} + \tilde{x}_{e2} - \alpha_{2u} - k_3 z_3 \quad (30)$$

定理 1 针对发生内泄漏故障的电液舵机系统(7)~(8)式,考虑匹配及非匹配未建模动态且未建模动态为慢时变($h_1(t) = h_2(t) = 0$),在满足假设 1 ~ 3 的情况下,设计自适应容错控制律(29)式、观测器(12)式及(17)式、投影映射型故障参数自适应律(9)式及更新函数

$$\sigma = -\omega_2 z_3 f_2 - \mu_2 f_2 \boldsymbol{\eta}^T \mathbf{P}_2 \mathbf{D}_1 \quad (31)$$

当且仅当通过选择合适的控制增益 k_1, k_2, k_3 , 观测器带宽 ω_{e1}, ω_{e2} , 正实数 $\omega_1, \omega_2, \mu_1, \mu_2$, 使得以下矩阵 $\mathbf{A}$ 为正定阵

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{A}_1 & \mathbf{A}_2 \\ \mathbf{A}_2^T & \mathbf{A}_3 \end{bmatrix} \quad (32)$$

式中

$$\mathbf{A}_1 = \begin{bmatrix} k_1 & -0.5 & 0 \\ -0.5 & \omega_1 k_2 & -0.5\omega_1 A_h \\ 0 & -0.5\omega_1 A_h & \omega_2 k_3 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{A}_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -0.5r_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -0.5r_2 & 0 & -0.5r_3 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{A}_3 = \begin{bmatrix} \tilde{\omega}_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \tilde{\omega}_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \tilde{\omega}_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \tilde{\omega}_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \tilde{\omega}_2 \end{bmatrix}$$

$$r_1 = \omega_1 m_h \omega_{e1}^2 \quad r_2 = \omega_2 \omega_{e1}^2 \left| \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} \right|$$

$$r_3 = \omega_2 \omega_{e2} \quad \tilde{\omega}_1 = 0.5\mu_1(\omega_{e1} - 1)$$

$$\tilde{\omega}_2 = 0.5\mu_2(\omega_{e2} - 1)$$

则可确保闭环系统所有信号有界,位置跟踪误差、故障参数及未建模动态估计误差渐近收敛于零。

证明 考虑扩展状态变量定义 $x_{e1} = \frac{f_u(t)}{m_h}, x_{e2} = f_m(t)$, 则(30)式可改写为

$$z_3 = -f_2 \tilde{\theta} + \tilde{x}_{e2} - \alpha_{2u} - k_3 z_3 \quad (33)$$

定义 Lyapunov 函数为

$$V = 0.5z_1^2 + 0.5\omega_1 m_h z_2^2 + 0.5\omega_2 z_3^2 + 0.5\mu_1 \boldsymbol{\varepsilon}^T \mathbf{P}_1 \boldsymbol{\varepsilon} + 0.5\mu_2 \boldsymbol{\eta}^T \mathbf{P}_2 \boldsymbol{\eta} + 0.5\Gamma^{-1} \tilde{\theta}^2 \quad (34)$$

已知 $h_1(t) = h_2(t) = 0$, 对 V 求导并联立(22)、(26)、(33)、(13)、(18)式得到

$$\begin{aligned} \dot{V} = & -k_1 z_1^2 + z_1 z_2 + \omega_1 A_h z_2 z_3 - \omega_1 k_2 z_2^2 + \\ & \omega_1 m_h \omega_{e1}^2 z_2 \boldsymbol{\varepsilon}_3 + \omega_2 \omega_{e2} z_3 \boldsymbol{\eta}_2 - \omega_2 \omega_{e1}^2 \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} z_3 \boldsymbol{\varepsilon}_3 - \\ & \omega_2 k_3 z_3^2 - 0.5\mu_1 \omega_{e1} \|\boldsymbol{\varepsilon}\|^2 - 0.5\mu_2 \omega_{e2} \|\boldsymbol{\eta}\|^2 - \\ & \omega_2 z_3 f_2 \tilde{\theta} - \mu_2 f_2 \tilde{\theta} \boldsymbol{\eta}^T \mathbf{P}_2 \mathbf{D}_1 - \Gamma^{-1} \tilde{\theta} \dot{\tilde{\theta}} \end{aligned} \quad (35)$$

根据(31)式及不连续投影映射性质 2 可进一步推得(35)式满足

$$\begin{aligned} \dot{V} \leq & -k_1 z_1^2 + |z_1| |z_2| + \omega_1 A_h |z_2| |z_3| - \omega_1 k_2 z_2^2 + \\ & \omega_1 m_h \omega_{e1}^2 |z_2| |\boldsymbol{\varepsilon}_3| + \omega_2 \omega_{e2} |z_3| |\boldsymbol{\eta}_2| - \omega_2 k_3 z_3^2 + \\ & \omega_2 \omega_{e1}^2 \left| \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} \right| |z_3| |\boldsymbol{\varepsilon}_3| - 0.5\mu_1 \|\boldsymbol{\varepsilon}\|^2 - 0.5\mu_2 \|\boldsymbol{\eta}\|^2 - \\ & 0.5\mu_1(\omega_{e1} - 1) \|\boldsymbol{\varepsilon}\|^2 - 0.5\mu_2(\omega_{e2} - 1) \|\boldsymbol{\eta}\|^2 \end{aligned} \quad (36)$$

定义增广误差为 $\mathbf{Z} \triangleq [\mathbf{z}^T, \boldsymbol{\varepsilon}_a^T, \boldsymbol{\eta}_a^T]^T$, 其中 $\mathbf{z} = [|z_1|, |z_2|, |z_3|]^T, \boldsymbol{\varepsilon}_a = [|\boldsymbol{\varepsilon}_1|, |\boldsymbol{\varepsilon}_2|, |\boldsymbol{\varepsilon}_3|]^T, \boldsymbol{\eta}_a = [|\boldsymbol{\eta}_1|, |\boldsymbol{\eta}_2|]^T$. 由 $\mathbf{A}$ 正定及 $\boldsymbol{\varepsilon}_a^T \boldsymbol{\varepsilon}_a = \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\eta}_a^T \boldsymbol{\eta}_a = \boldsymbol{\eta}^T \boldsymbol{\eta}$, 可推得(36)式满足

$$\dot{V} \leq -\mathbf{Z}^T \mathbf{A} \mathbf{Z} \leq -\lambda_{\min}(\mathbf{A})(\mathbf{z}^T \mathbf{z} + \boldsymbol{\varepsilon}^T \boldsymbol{\varepsilon} + \boldsymbol{\eta}^T \boldsymbol{\eta}) \triangleq -W \quad (37)$$

由 $\mathbf{A}$ 正定可知 $\lambda_{\min}(\mathbf{A}) > 0$, 根据(37)式有 $W > 0, W \in L_2, V \in L_\infty$, 误差向量 $\mathbf{z}, \boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\eta}$ 及故障参数估计误差 $\tilde{\theta}$ 有界。根据假设 1 及 $\tilde{\theta}$ 有界可推得 $\hat{\theta}$ 有界。根据假设 3 及(21)式、(22)式可推得 x_1, x_2 及 α_1 有界。根据假设 2 及 $\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\eta}$ 有界可推得 $\hat{x}_{e1}, \hat{x}_{e2}$ 有界, 进而由(25)式、(24)式推得 α_2, x_3 有界。根据(28)式、(29)式分别推得 α_{2c} 有界、控制输入 u 有界。从而可知闭环系统所有信号有界。根据 $\mathbf{z}, \boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\eta}$ 的误差动态特性可推得 $\dot{W} \in L_\infty$, 因此 W 一致连续。再根据 Barbalat 引理, 可知随着 $t \rightarrow \infty$, 有 $W \rightarrow 0$ 。因此系统渐近稳定, 位置跟踪误差、故障参数及未建模动态估计误差渐近收敛于零。

证毕。

定理 2 针对发生内泄漏故障的电液舵机系统(7)式、(8)式, 考虑时变的匹配及非匹配未建模动态 ($h_1(t) \neq 0, h_2(t) \neq 0$) 影响, 在满足假设 1~3 的情况下, 所设计的自适应容错控制律(29)式可确保闭环系统所有信号有界, 以下 Lyapunov 函数有界

$$V = 0.5z_1^2 + 0.5\omega_1 m_h z_2^2 + 0.5\omega_2 z_3^2 + 0.5\mu_1 \boldsymbol{\varepsilon}^T \mathbf{P}_1 \boldsymbol{\varepsilon} + 0.5\mu_2 \boldsymbol{\eta}^T \mathbf{P}_2 \boldsymbol{\eta} \quad (38)$$

且其上界满足

$$V \leq \exp(-\lambda t) V(0) + \frac{\xi}{\lambda} [1 - \exp(-\lambda t)] \quad (39)$$

式中

$$\begin{aligned} \lambda_1 &= \min \left\{ 1, \frac{1}{m_h \omega_1}, \frac{1}{\omega_2} \right\}, \\ \lambda &= 2\lambda_{\min}(\mathbf{A}) \min \left\{ \lambda_1, \frac{1}{\mu_1 \lambda_{\max}(\mathbf{P}_1)}, \frac{1}{\mu_2 \lambda_{\max}(\mathbf{P}_2)} \right\}, \\ \xi &= 0.5\mu_1 \left(\frac{\|\mathbf{P}_1 \mathbf{B}_1\| \bar{h}_1}{\omega_{e1}^2} \right)^2 + 0.5\mu_2 \left(\frac{\|\mathbf{P}_2 \mathbf{D}_2\| \bar{h}_2}{\omega_{e2}} \right)^2 \end{aligned}$$

证明 考虑扩展状态变量定义 $x_{e1} = \frac{f_u(t)}{m_h}, x_{e2} = f_m(t) - f_2 \tilde{\theta}$, 则(30)式可改写为

$$z_3 = \tilde{x}_{e2} - \alpha_{2u} - k_3 z_3 \quad (40)$$

定义 Lyapunov 函数如(38)式所示, 对 V 求导并

联立(22)、(26)、(40)、(13)、(19)式得到

$$\begin{aligned} \dot{V} = & -k_1 z_1^2 + z_1 z_2 + \omega_1 A_h z_2 z_3 - \omega_1 k_2 z_2^2 + \\ & \omega_1 m_h \omega_{e1}^2 z_2 \varepsilon_3 + \omega_2 \omega_{e2} z_3 \eta_2 - \omega_2 \omega_{e1}^2 \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} z_3 \varepsilon_3 - \\ & \omega_2 k_3 z_3^2 - 0.5 \mu_1 \omega_{e1} \|\varepsilon\|^2 - 0.5 \mu_2 \omega_{e2} \|\eta\|^2 + \\ & \mu_1 \varepsilon^T P_1 B_1 \frac{h_1(t)}{\omega_{e1}^2} + \mu_2 \eta^T P_2 D_2 \frac{h_2(t)}{\omega_{e2}} \end{aligned} \quad (41)$$

根据杨氏不等式,可将(41)式改写为

$$\begin{aligned} \dot{V} \leq & -k_1 z_1^2 + |z_1| |z_2| + \omega_1 A_h |z_2| |z_3| - \omega_1 k_2 z_2^2 + \\ & \omega_1 m_h \omega_{e1}^2 |z_2| |\varepsilon_3| + \omega_2 \omega_{e2} |z_3| |\eta_2| - \omega_2 k_3 z_3^2 + \\ & \omega_2 \omega_{e1}^2 \left| \frac{\partial \alpha_2}{\partial x_2} \right| |z_3| |\varepsilon_3| - 0.5 \mu_1 (\omega_{e1} - 1) \|\varepsilon\|^2 - \\ & 0.5 \mu_2 (\omega_{e2} - 1) \|\eta\|^2 + \xi \leq -Z^T \Lambda Z + \xi \quad (42) \end{aligned}$$

由于 Λ 正定,根据(42)式可进一步推出

$$\dot{V} \leq -\lambda_{\min}(\Lambda)(z^T z + \varepsilon^T \varepsilon + \eta^T \eta) + \xi \leq -\lambda V + \xi \quad (43)$$

根据比较引理,可由上式推出(39)式所示结果,因此可知误差变量 Z 有界,从而进一步推出闭环系统所有信号有界,证明过程同定理 1。

证毕。

注 3 根据(39)式可知,通过调整控制器及观测器参数可使得闭环系统具有规定的暂态及稳态性能。具体而言,在确保矩阵 Λ 正定的情况下,调整控制增益 k_1, k_2, k_3 使得 $\lambda_{\min}(\Lambda)$ 增大、 λ 增大,可达到提高系统暂态响应速度,减小稳态跟踪误差的目的。另外,增大观测器带宽 ω_{e1}, ω_{e2} 可减小 ξ ,从而提高系统的稳态位置跟踪精度。

3 试验验证

依托飞机作动系统半物理仿真平台对所提方法进行试验验证。该仿真平台由以下几部分组成:

1) 上位机:提供控制器模型的离线仿真、编译及下载功能;提供图形化的用户界面,帮助用户实现对实时仿真机硬件 I/O 的配置;提供实时仿真过程中系统运行状况监控、参数调节、数据记录等功能。

2) 实时仿真机:运行控制器模型,发出控制指令,获取外部传感器及其他信号,实现信号采集和信号模拟。

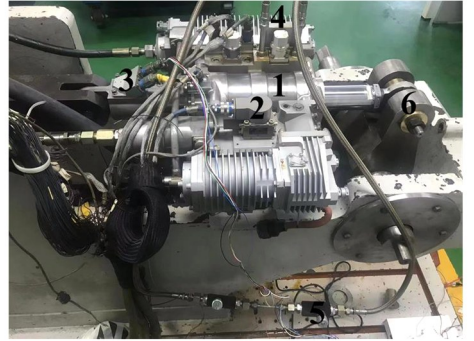
3) I/O 板卡:包含模拟量采集卡、差动变压器式位移传感器(linear variable displacement transducer, LVDT)解调卡及电机控制卡,实现仿真

模型与外界硬件设备之间的交互。

4) 信号调理模块:用于实现实时仿真机与飞机舵机实物之间的电气信号匹配。

5) 电源激励模块:为 LVDT 提供交流电压源。

6) 飞机舵机实物:电备份式液压作动器一台(见图 2),支持电液伺服作动及电静液作动 2 种工作模式,本试验使用电液伺服作动工作模式。在液压缸两腔之间串联 2 个 Parker 9F600S 管式单向节流阀(顺时针旋转 4 圈为全开,额定流量为 40 L/min),通过手动调节阀的开度,模拟不同程度内泄漏故障。舵机的作动筒活塞杆通过摇臂并联一个加载缸,加载缸两腔间接有节流阻尼阀。当活塞杆运动时,通过摇臂带动加载缸运动,加载缸两腔油液形成节流阻尼效应模拟作动筒密封损坏引起的黏性阻尼增大。



注:1-对称液压缸,2-伺服阀,3-LVDT 位移传感器,4-压力传感器,5-管式单向节流阀,6-摇臂

图 2 飞机舵机实物

试验中,系统供油压力设置为 15 MPa,位置指令信号设置为 $x_{ld} = 15\sin(0.6\pi t)$ mm,试验时长 600 s,控制系统采样时间为 0.1 ms,控制输入限幅为 -4~4 V。传感器采集的系统状态数据由监控软件访问并将其保存为 Matlab 数据文件。

为方便定量评价系统控制性能,将系统时域响应划分为正常稳态、故障暂态及故障后稳态 3 个阶段,将位置跟踪误差绝对值的最大值 M_e 、均值 μ_e 、方差 σ_e 作为系统稳态位置跟踪性能指标,将 M_e 作为故障暂态位置跟踪性能指标,指标的具体计算公式见文献[11]。

除本文方法外,选取 PI 方法、非线性自适应容错控制方法(nonlinear adaptive fault-tolerant control, NAFTC)进行对比试验。其中,NAFTC 方法与本文方法均采用反步法设计容错控制器,采用基于故障

参数自适应更新的控制器重配置调节故障,但 NAFTC 方法采用鲁棒控制律抑制未建模动态影响。3 种控制方法的参数设置如表 1 所示。

表 1 控制方法及其参数设置

控制方法	参数
PI	$k_p = 12, k_i = 0.3$
NAFTC	$k_1 = 10^4, k_2 = k_3 = 10^3, \omega_1 = \omega_2 = 1 \times 10^{-6},$ $\mu_1 = 1 \times 10^9, \mu_2 = 1 \times 10^3, \Gamma = 1 \times 10^{-14}$
本文方法	$\omega_{e1} = 50, \omega_{e2} = 25$ (其余参数同 NAFTC)

200 s 左右手动调节 2 个管式节流阀使其开度均为 1 圈,模拟严重内泄漏故障。该故障条件下,本文方法下的伺服阀最大负载流量为 18.55 L/min,液压缸最大内泄漏流量为 10.53 L/min,约占最大负载流量的 56.77%。

3 种方法的位置跟踪误差曲线如图 3 所示,对应的位置跟踪性能指标计算结果见表 2。试验中,考虑到 PI 控制的比例增益 k_p 对系统位置跟踪性能影响显著,故将其设置为一个较大的值。根据图 3 可知,PI 方法正常及故障后的位置跟踪精度均不如本文方法,但优于 NAFTC 方法。对比 NAFTC 方法

故障暂态及故障后稳态的位置跟踪性能指标发现,随着基于故障参数更新的自适应补偿机制逐渐发挥作用,该方法故障后稳态的最大位置跟踪误差略有减小。本文方法故障前后的最大位置跟踪误差始终控制在位置给定的 $\pm 1.5\%$ 以内,可见本文方法具有良好的故障调节能力,可实现高精度的位置跟踪控制。对比本文方法及 NAFTC 方法的位置跟踪性能指标可知,通过对未建模动态进行估计和补偿可显著改善容错控制系统性能。

3 种方法的控制输入对比如图 4 所示,可知该试验条件下,PI 方法故障后稳态的控制输入已接近最大限幅。根据图 4b) 可进一步看出,设置高比例增益改善 PI 方法位置跟踪性能的同时,也对控制系统的稳定性产生了不利影响,控制输入抖振加剧。相比之下,本文方法的控制输入曲线较为平滑,但最大控制输入也超过了 3.5 V,说明此时伺服阀开口已接近全开,该故障程度接近本文方法可以调节的故障程度上限。

3 种方法滤波后的活塞杆运动速度、负载压力曲线如图 5~6 所示。其中,故障后稳态,本文方法控制下的系统最大负载压力约为 5.6 MPa,最大活塞杆速度约为 36.86 mm/s。

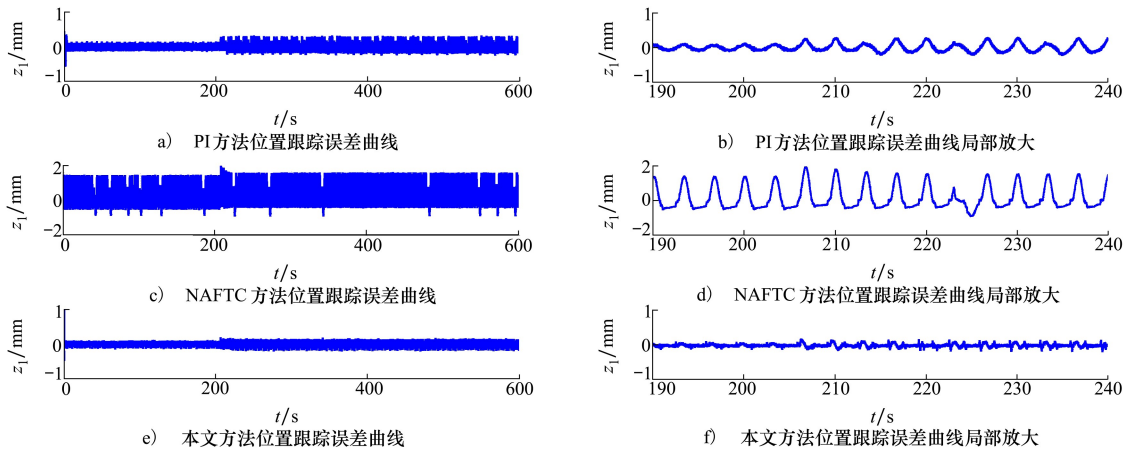


图 3 3 种方法位置跟踪误差曲线及其局部放大

表 2 3 种方法的位置跟踪性能指标比较

控制方法	正常稳态 $t \in [100 \text{ s}, 150 \text{ s})$			故障暂态 $t \in [200 \text{ s}, 215 \text{ s})$		故障后稳态 $t \in [300 \text{ s}, 600 \text{ s})$		
	M_e	μ_e	σ_e	M_e		M_e	μ_e	σ_e
PI	0.149 9	0.052 0	0.028 3	0.304 6		0.318 9	0.112 9	0.067 1
NAFTC	1.449 0	0.509 2	0.378 9	1.982 6		1.599 5	0.494 5	0.449 4
本文方法	0.131 3	0.022 6	0.018 6	0.200 7		0.198 6	0.035 4	0.032 5

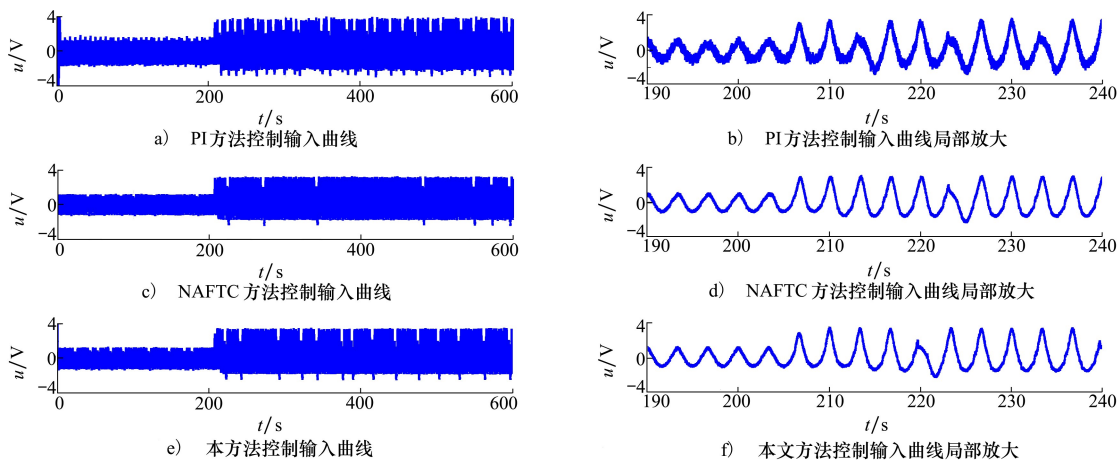


图 4 3 种方法控制输入曲线及其局部放大

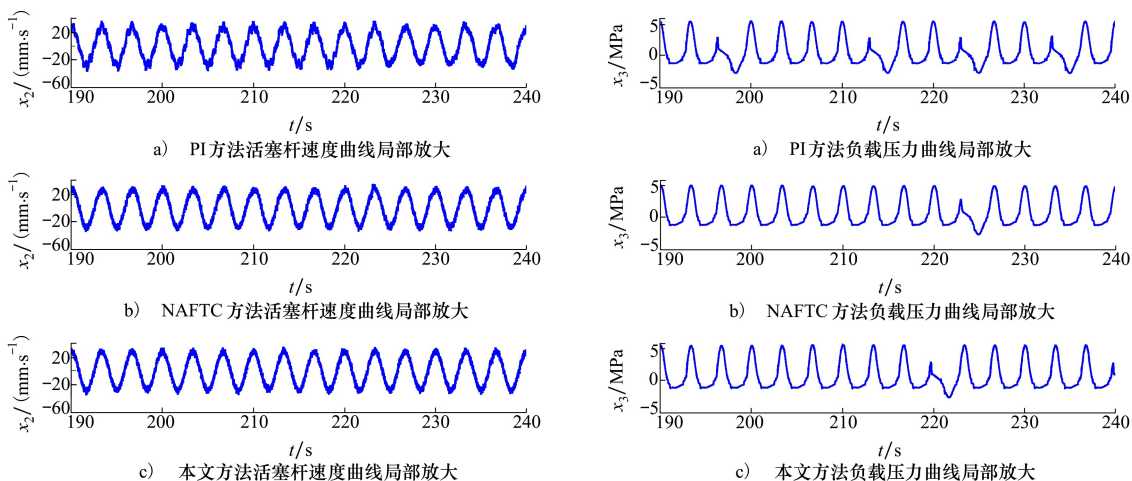


图 5 3 种方法活塞杆速度曲线局部放大

图 6 3 种方法负载压力曲线局部放大

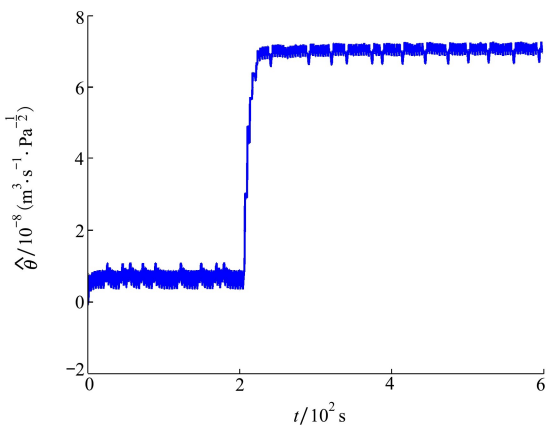


图 7 内泄漏故障参数估计结果

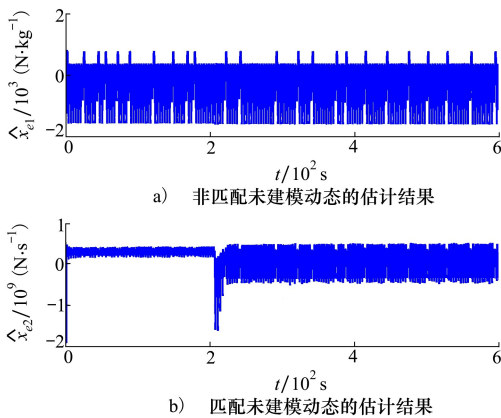


图 8 未建模动态估计结果

本文方法的内泄漏故障参数估计结果见图 7。正常条件下,最大内泄漏流量约为 1.46 L/min,内泄漏故障参数估计值稳定在 $1.11 \times 10^{-8} (\text{m}^3/\text{s})/\text{Pa}^{1/2}$ 左

右。故障后稳态,内泄漏故障参数估计值最后收敛于 $7.27 \times 10^{-8} (\text{m}^3/\text{s})/\text{Pa}^{1/2}$ 左右,对应最大内泄漏流量约为 10.53 L/min。

本文方法的未建模动态估计结果见图 8。由于匹配未建模动态与内泄漏故障位于同一控制通道,受故障暂态内泄漏故障参数估计误差影响,匹配未建模动态的估计值也出现跳变,之后随着故障参数估计结果的收敛也实现了快速收敛。非匹配未建模动态与内泄漏故障不在同一通道内,因此其估计结果受故障影响很小。

4 结 论

本文针对电液舵机作动筒内泄漏故障,考虑作动筒摩擦力、外部负载力及作动筒泄漏特性等未建模动态的影响,提出一种基于多种未建模动态估计与补偿的自适应容错控制方法,并对该方法的稳定

性进行了严格的证明。通过对所提方法进行严重内泄漏故障下的半物理仿真试验,得出以下结论:

1) 相比 PI 方法、NAFTC 方法,本文方法通过对多种未建模动态进行估计和前馈补偿有效抑制了未建模动态对容错控制系统性能的影响,通过采用基于故障参数自适应更新的控制重配置机制,实现了对内泄漏故障的有效调节,系统正常及故障条件下均获得了相对更好的位置跟踪性能。

2) 当系统供油压力为 15 MPa,作动筒内泄漏流量达到 10.53 L/min,超过负载流量的 56.77%时,该故障程度已经接近本文方法可以调节的故障上限,伺服阀开口接近最大,但本文方法仍可保证系统稳定且具有良好的位置跟踪性能,最大跟踪误差控制在给定的 $\pm 1.5\%$ 以内,满足工程使用要求。

参考文献:

- [1] YAO Jianyong, YANG Guichao, MA Dawei. Internal leakage fault detection and tolerant control of single-rod hydraulic actuators [J]. Mathematical Problems in Engineering, 2014, 2014: 1-14
- [2] PHAN V D, CONG P V, DAO H V, et al. Robust fault-tolerant control of an electro-hydraulic actuator with a novel nonlinear unknown input observer[J]. IEEE Access, 2021, 9: 30750-30760
- [3] MAHULKAR V, ADAMS D E, DERRISO M. Adaptive fault tolerant control for hydraulic actuators[C]//Proceedings of the 2015 American Control Conference, 2015: 2242-2247
- [4] SHEN Wei, LIU Xinyu, SU Xiaoyu. High-precision position tracking control of electro-hydraulic servo systems based on an improved structure and desired compensation[J]. International Journal of Control, Automation and Systems, 2021, 19(11): 3622-3630
- [5] 董振乐, 杨英浩, 姚建勇, 等. 匹配和不匹配干扰共存时电液伺服系统预设性能渐近跟踪控制[J]. 中国机械工程, 2022, 33(20): 2437-2443
DONG Zhenle, YANG Yinghao, YAO Jianyong, et al. Asymptotic prescribed performance tracking control of electro-hydraulic servo system under matched and unmatched disturbance[J]. China Mechanical Engineering, 2022, 33(20): 2437-2443 (in Chinese)
- [6] LYU Litong, CHEN Zheng, YAO Bin. Advanced valves and pump coordinated hydraulic control design to simultaneously achieve high accuracy and high efficiency[J]. IEEE Trans on Control Systems Technology, 2020, 29(1): 236-248
- [7] GUO Kai, WEI Jianhua, FANG Jinhui, et al. Position tracking control of electro-hydraulic single-rod actuator based on an extended disturbance observer[J]. Mechatronics, 2015, 27: 47-56
- [8] WON D H, KIM W H, SHIN D H, et al. High-gain disturbance observer-based backstepping control with output tracking error constraint for electro-hydraulic systems[J]. IEEE Trans on Control Systems Technology, 2015, 23(2): 787-795
- [9] 赵纯, 于存贵, 何庆, 等. 电液伺服型并联式加注机器人运动轨迹跟踪控制[J]. 宇航学报, 2019, 40(5): 585-595
ZHAO Chun, YU Cungui, HE Qing, et al. Motion trajectory tracking control of an electro-hydraulic servo parallel filling robot [J]. Journal of Astronautics, 2019, 40(5): 585-595 (in Chinese)
- [10] GUO Qing, CHEN Zhenlei. Neural adaptive control of single-rod electrohydraulic system with lumped uncertainty[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2021, 46: 106869-106885
- [11] XU Zhangbao, LIU Qingyun, YAO Jianyong. Adaptive prescribed performance control for hydraulic system with disturbance compensation[J]. International Journal of Adaptive Control and Signal Processing, 2021, 35(8): 1544-1561
- [12] DENG Wenxiang, YAO Jianyong. Extended-state-observer-based adaptive control of electro-hydraulic servo mechanisms without

velocity measurement[J]. IEEE/ASME Trans on Mechatronics, 2019, 25(3): 1151-1161

Adaptive fault-tolerant control for electro-hydraulic servo actuator based on multiple unmodeled dynamics estimation and compensation

LI Ting¹, YAO Yeming², ZHANG Linhai², LI Yang¹, WANG Xinmin¹

(1.School of Automation, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;
2.AVIC Jincheng Nanjing Engineering Institute of Aircraft System, Nanjing 211106, China)

Abstract: The internal leakage fault-tolerant control problem of the electro-hydraulic servo actuator under the influence of multiple unmodeled dynamics is investigated in this paper, and an adaptive fault-tolerant control scheme based on unmodeled dynamics estimation and compensation is proposed. The model of the actuator is divided into two subsystems, which extended-state observers are respectively constructed to estimate the matched and mismatched unmodeled dynamics. Combined with the estimation results of the unmodeled dynamics, an adaptive fault-tolerant controller is designed by using the backstepping method. In which a controller reconfiguration mechanism based on internal leakage fault parameter online adaptation is used to accommodate the fault, and a feedforward compensation strategy is used to suppress the influence of unmodeled dynamics. Semi-physical simulation test of the proposed scheme is conducted under serious cylinder internal leakage. The test result shows that when the maximum internal leakage flow reaches 10.53 L/min, accounting for about 56.77% of the load flow, at the moment the opening of the servovalve is close to the maximum and the proposed scheme can still achieve high-precision position tracking control, where the maximum position tracking errors of fault transient and post-fault steady state are both limited within $\pm 1.5\%$ of the given position.

Keywords: electro-hydraulic servo actuator; internal leakage of the cylinder; unmodeled dynamics; extended state observer; adaptive fault-tolerant control

引用格式: 李婷, 姚叶明, 张临海, 等. 基于多种未建模动态估计与补偿的电液舵机自适应容错控制[J]. 西北工业大学学报, 2023, 41(1): 18-27
LI Ting, YAO Yeming, ZHANG Linhai, et al. Adaptive fault-tolerant control for electro-hydraulic servo actuator based on multiple unmodeled dynamics estimation and compensation[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2023, 41(1): 18-27 (in Chinese)