

DOI: 10.7641/CTA.2014.30467

可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统的建模及分散控制

刘乐¹, 方一鸣^{1,2†}, 李建雄¹, 常茹¹

(1. 燕山大学电气工程学院工业计算机控制工程河北省重点实验室, 河北秦皇岛 066004;

2. 国家冷轧板带装备及工艺工程技术研究中心, 河北秦皇岛 066004)

摘要: 针对具有多变量、非线性、强耦合和不确定性的可逆冷带轧机速度张力系统, 提出了一种基于扩张状态观测器(extended state observer, ESO)的全局积分滑模自适应反步分散控制方法. 首先, 采用机理建模方法, 建立了相对完备的可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统的数学模型. 其次, 将各子系统的耦合项和不确定项看成外扰, 通过构造的ESO对其进行动态观测, 并分别引入所设计的全局积分滑模自适应反步控制器中进行补偿, 速度张力系统实现了有效的动态解耦和协调控制. 理论分析表明, 所提出的控制方法能够保证滑模面的渐近稳定和闭环系统的渐近跟踪性能. 最后, 基于某1422 mm可逆冷带轧机速度张力系统的实际数据进行仿真, 结果验证了所提方法的有效性.

关键词: 可逆冷带轧机; 速度张力系统; 分散控制; 动态解耦; 全局积分滑模; 自适应反步控制; 扩张状态观测器

中图分类号: TP273 文献标识码: A

Modeling and decentralized control for speed and tension multivariable coupling system of reversible cold strip mill

LIU Le¹, FANG Yi-ming^{1,2†}, LI Jian-xiong¹, CHANG Ru¹

(1. Key Lab of Industrial Computer Control Engineering of Hebei Province, College of Electrical Engineering, Yanshan University, Qinhuangdao Hebei 066004, China;

2. National Engineering Research Center for Equipment and Technology of Cold Strip Rolling, Qinhuangdao Hebei 066004, China)

Abstract: For the speed and tension system of reversing cold strip mill with multivariable, nonlinearities, strong coupling and uncertainties, a global integral sliding mode adaptive backstepping decentralized control strategy based on extended state observer (ESO) is proposed. Firstly, a relatively complete mathematical model for the speed and tension multivariable coupling system is built by using the mechanism modeling approach. Then, regard the coupling terms and uncertain term of each subsystem as external disturbance, for which we build ESO to conduct dynamic observation, and the observed value is introduced into the global integral sliding mode adaptive backstepping controller to carry on compensation, then to achieve effective dynamic decoupling and coordination control for the speed and tension system. Theoretical analysis shows that the sliding mode surfaces are asymptotically stable, and the speed and tension closed-loop system has desirable asymptotic tracking performance. Finally, a simulation is carried out on the speed and tension system of a 1422 mm reversing cold strip mill by using the actual data. Results show the validity of the proposed control strategy.

Key words: reversing cold strip mill; speed and tension system; decentralized control; dynamic decoupling; global integral sliding mode; adaptive backstepping control; extended state observer (ESO)

1 引言(Introduction)

在冷轧带钢生产过程中, 尤其是轧制硬而薄的带钢时, 维持张力恒定是保证带钢产品质量和轧制工艺顺利进行的关键^[1]. 实际上, 可逆冷带轧机的左、右卷取机张力与主轧机速度之间存在耦合, 三者之间构成了一个多变量、非线性、强耦合和不确定的复杂时变系统. 常规的冷带轧机速度张力控制方法多采用单变量控制原则^[2-3], 即主观上忽略速度和张力间的相互耦合关系来分别设计速度、张力控制系统, 但是, 这种

原理上的缺陷制约着控制精度的进一步提高.

为了削弱速度张力系统中各变量间的非线性耦合影响, 文献[4]将变增益 H_∞ 混合灵敏度鲁棒控制器和线性参数变化(linear parameter varying, LPV)控制策略相结合, 弱化了系统的耦合, 增强了系统的抗干扰能力; 文献[5]提出了一种基于极点配置的解耦控制方法, 在实现系统解耦控制的同时, 提高了系统的动、静态性能; 文献[6]基于包含原理设计的速度张力分散重叠控制方法, 有效地削弱了速度和张力间的耦合, 实

收稿日期: 2013-05-12; 录用日期: 2013-07-19.

†通信作者. E-mail: fyiming@ysu.edu.cn; Tel.: +86 335-8057041.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(61074099); 河北省高等学校创新团队领军人才培养计划(LJRC013); 燕山大学博士基金资助项目(B705).

现了左、右卷取机与主轧机间的协调控制。

本文采用机理建模方法,在文献[5-6]中数学模型的基础上,综合考虑可逆冷带轧机在实际轧制生产过程中的各种时变和不确定性因素,推导出相对完备的速度张力多变量耦合系统的数学模型。然后,基于分散控制原理^[7],分别设计出各子系统的全局积分滑模自适应反步控制器,以增强系统在整个全局过程的鲁棒性和渐近跟踪性能;另外,在控制器的设计过程中,可将各子系统的耦合项和不确定项看成外扰,通过构造扩张状态观测器(extended state observer, ESO)对其进行动态观测,并将观测值及观测误差的自适应估计值引入所设计的控制器中进行补偿,以实现速度张力系统的动态解耦和协调控制。最后,基于某1422 mm可逆冷带轧机速度张力系统的实际数据进行仿真研究,并与常规的PID控制方法相比较,验证本文方法能够有效地削弱速度和张力间的耦合,提高系统的动、静态性能和抗干扰能力。

2 系统模型(System model)

基于文献[5-6]中速度张力系统的数学模型,本节综合考虑可逆冷带轧机在实际轧制生产过程中主轧机的轧制力矩,卷取机的钢卷半径和转动惯量的时变性,以及系统负载扰动、参数摄动等不确定性的影响,采用机理建模方法,建立相对完备的速度张力多变量耦合系统的数学模型。可逆冷带轧机的结构示意图如图1所示。

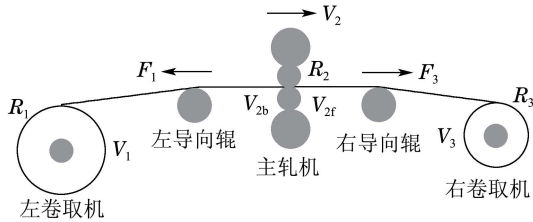


图1 可逆冷带轧机结构示意图

Fig. 1 Structure diagram of the reversible cold strip mill

定义冷带轧机速度张力系统的输入和输出向量:

$$\begin{cases} \mathbf{u} = [u_1 \ u_2 \ u_3]^T, \\ \mathbf{y} = [F_1 \ V_2 \ F_3]^T, \end{cases} \quad (1)$$

式中: u_i 为直流电机晶闸管触发-整流装置的控制电压, $i=1, 2, 3$ 分别表示左卷取机、主轧机和右卷取机的相关参数,下同; F_1, F_3 分别为左、右卷取机张力; V_2 为主轧机工作辊的线速度。可逆冷带轧机速度张力系统的其它模型参数如表1所示。

2.1 卷取机张力模型(Coiler tension model)

由于左、右卷取机与主轧机之间存在速度差,即: $V_1 < V_{2b}$ 和 $V_{2f} < V_3$, 主轧机两侧将产生带钢张力 F_1 和 F_3 , 其中左卷取机张力模型写为^[8]

$$\frac{dF_1}{dt} = \frac{EA_1}{L}(V_{2b} - V_1). \quad (2)$$

右卷取机张力模型写为

$$\frac{dF_3}{dt} = \frac{EA_2}{L}(V_3 - V_{2f}). \quad (3)$$

表1 可逆冷带轧机速度张力系统的模型参数
Table 1 Model parameters for the speed and tension system of reversible cold strip mill

参数符号	参数名称
E, L	杨氏弹性模量及带钢长度
A_1, A_2	主轧机两侧的带钢截面积
R_1, R_3	左、右卷取机钢卷的半径
R_2, R_0	主轧机工作辊半径及卷筒半径
V_1, V_3	左、右卷取机钢卷的线速度
V_{2b}, V_{2f}	主轧机入口、出口处的带钢速度
δ, χ	前、后滑系数
δ_0, χ_0	无张力时的前、后滑系数
K_δ, K_χ	张力对前、后滑系数的影响因子
K_s, M_z	晶闸管放大倍数及主轧机轧制力矩
C_m, Φ, i_d	转矩常数、磁通及电枢电流
H, h	主轧机入口、出口处的带钢厚度
ρ, B	带钢的密度、宽度
J_i, J_0	电机轴上总的转动惯量及其初始值
B_{ui}, ω_{di}	摩擦系数及电机角速度
η_i, r_i	减速比及电枢回路总电阻

2.2 前滑和后滑模型(Forward and backward slip model)

根据相关轧制理论,主轧机出、入口速度与工作辊线速度之间的关系为^[9]

$$\begin{cases} V_{2f} = V_2(1 + \delta), \\ V_{2b} = V_2(1 - \chi). \end{cases} \quad (4)$$

前、后滑系数与左、右卷取机张力之间的关系为

$$\begin{cases} \delta = \delta_0(1 + K_\delta F_3), \\ \chi = \chi_0(1 + K_\chi F_1). \end{cases} \quad (5)$$

2.3 直流电动力学方程(Kinetic equations of DC motor)

直流电机晶闸管触发-整流装置的输入是控制电压 u , 输出为理想空载整流电压 u_{d0} , 则其输入输出关系可记为^[10]

$$u_{d0} \approx K_s u. \quad (6)$$

直流电机的转矩平衡方程:

$$\frac{d(J \cdot \omega_d)}{dt} = M_e - M_L - M_f, \quad (7)$$

式中: $M_e = C_m \Phi i_d$ 为电磁转矩; M_L 为负载转矩; $M_f = B_u \omega_d$ 为摩擦力矩。

由式(6)-(7), 可逆冷带轧机速度张力系统中第 i 个直流电机的动力学方程写为

$$\frac{d(J_i \omega_{di})}{dt} = K_i u_i - M_{Li} - B_{ui} \omega_{di}, \quad (8)$$

式中 $K_i = C_{mi}\Phi_i K_{si}/r_i$ 为直流电机额定磁通下的转矩电压比。

考虑到左卷取机的主要负载是带钢张力 F_1 ,由式(8)可以得出左卷取直流电机的动力学方程:

$$\frac{d(J_1\omega_{d1})}{dt} = K_1u_1 + \frac{R_1}{\eta_1}F_1 - B_{u1}\omega_{d1}. \quad (9)$$

进一步可整理为

$$\frac{d(J_1V_1)}{dt} = \frac{K_1R_1}{\eta_1}u_1 + \frac{R_1^2}{\eta_1^2}F_1 - B_{u1}V_1. \quad (10)$$

同理,右卷取直流电机的动力学方程可写为

$$\frac{d(J_3V_3)}{dt} = \frac{K_3R_3}{\eta_3}u_3 - \frac{R_3^2}{\eta_3^2}F_3 - B_{u3}V_3. \quad (11)$$

而对于主轧机,其主要负载是左、右卷取机张力和轧制力,故主轧机直流电机的动力学方程写为

$$\frac{d(J_2V_2)}{dt} = \frac{K_2R_2}{\eta_2}u_2 + \frac{R_2^2}{\eta_2^2}(F_3 - F_1) - B_{u2}V_2 - \frac{M_zR_2}{\eta_2^2}. \quad (12)$$

2.4 卷取机的钢卷半径和转动惯量模型(Model of steel coil radius and rotary inertia of the coiler)

在可逆冷带轧机的轧制生产过程中,左、右卷取机的钢卷半径和转动惯量是连续变化的.若将左卷取机钢卷的横截面积记为 $S_1 = \pi R_1^2$,则其开卷时体积流的变化率可简写为

$$\dot{S}_1 = -V_1H. \quad (13)$$

进而可以得出

$$\dot{R}_1 = -\frac{H}{2\pi R_1}V_1. \quad (14)$$

同时,根据相关转动理论,左卷取机开卷时的动态转动惯量可表示为

$$J_1 = \frac{\pi}{2}\rho B(R_1^4 - R_0^4)\frac{1}{\eta_1^2} + J_0. \quad (15)$$

上式的时间导数写为

$$\dot{J}_1 = -\frac{\rho BR_1^2 H}{\eta_1^2}V_1. \quad (16)$$

同理,右卷取机卷取时的钢卷半径和动态转动惯量的数学模型可写为

$$\dot{R}_3 = \frac{h}{2\pi R_3}V_3, \quad (17)$$

$$\dot{J}_3 = \frac{\rho BR_3^2 h}{\eta_3^2}V_3. \quad (18)$$

综合式(2)–(5)(10)–(12)(14)(16)–(18),同时考虑系统的负载扰动、参数摄动等不确定部分 W_i 的影响,可推导出可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统的数学模型.

左卷取机张力子系统 sys_1 :

$$\begin{cases} \dot{F}_1 = \frac{EA_1}{L}[V_2(1 - \chi_0(1 + K_\chi F_1)) - V_1], \\ \dot{V}_1 = \frac{K_1R_1}{J_1\eta_1}u_1 + \frac{R_1^2}{J_1\eta_1^2}F_1 + W_1 - \frac{(B_{u1}\eta_1^2 - \rho BR_1^2 HV_1)}{J_1\eta_1^2}V_1, \\ \dot{J}_1 = -\frac{\rho BR_1^2 H}{\eta_1^2}V_1, \quad \dot{R}_1 = -\frac{H}{2\pi R_1}V_1, \end{cases} \quad (19a)$$

主轧机速度子系统 sys_2 :

$$\dot{V}_2 = \frac{K_2R_2}{J_2\eta_2}u_2 + \frac{R_2^2}{J_2\eta_2^2}(F_3 - F_1) - \frac{B_{u2}}{J_2}V_2 - \frac{M_zR_2}{J_2\eta_2^2} + W_2, \quad (19b)$$

右卷取机张力子系统 sys_3 :

$$\begin{cases} \dot{F}_3 = \frac{EA_2}{L}[V_3 - V_2(1 + \delta_0(1 + K_\delta F_3))], \\ \dot{V}_3 = \frac{K_3R_3}{J_3\eta_3}u_3 - \frac{R_3^2}{J_3\eta_3^2}F_3 + W_3 - \frac{(B_{u3}\eta_3^2 + \rho BR_3^2 h V_3)}{J_3\eta_3^2}V_3, \\ \dot{J}_3 = \frac{\rho BR_3^2 h}{\eta_3^2}V_3, \quad \dot{R}_3 = \frac{h}{2\pi R_3}V_3. \end{cases} \quad (19c)$$

由上式可知,可逆冷带轧机的左、右卷取机张力与主轧机速度之间存在耦合,三者之间构成了一个多变量、非线性、强耦合和不确定的动态系统.因此,为了进一步提高可逆冷带轧机速度和张力的控制精度,应以可逆冷带轧机速度张力多变量耦合模型为基础,选择合适的解耦控制方案进行设计,进而实现速度张力系统的有效解耦和协调控制.

3 基于ESO的全局积分滑模自适应反步控制器设计(Design of global integral sliding mode adaptive backstepping controller based on ESO)

在本节,基于分散控制原理,分别设计出可逆冷带轧机速度张力各子系统的解耦控制器.首先,对于左卷取机张力子系统 sys_1 ,定义左卷取机张力跟踪误差 $e_{F1} = F_1^* - F_1$,并求其时间导数:

$$\begin{aligned} \dot{e}_{F1} &= \frac{d(F_1^* - F_1)}{dt} = \\ & \dot{F}_1^* - \frac{EA_1}{L}[V_2(1 - \chi_0(1 + K_\chi F_1)) - V_1], \end{aligned} \quad (20)$$

式中 F_1^* 为左卷取机张力子系统 sys_1 的给定值.

选择Lyapunov候选函数:

$$\psi_1 = \frac{1}{2}e_{F1}^2. \quad (21)$$

上式沿式(20)轨迹的时间导数为

$$\dot{\psi}_1 = e_{F1} \left[-\frac{EA_1}{L} (V_2(1 - \chi_0(1 + K_\chi F_1)) - V_1) + \dot{F}_1^* \right]. \quad (22)$$

基于反步法, 选取虚拟控制量

$$V_{1,d} = \frac{L}{EA_1} \left[\frac{EA_1}{L} (1 - \chi_0(1 + K_\chi F_1)) V_2 - \dot{F}_1^* - k_{F1} e_{F1} \right], \quad (23)$$

式中: k_{F1} 为待设计的正常数, 其对左卷取机张力的渐近跟踪速度有直接影响。

定义误差变量

$$e_{V1} = V_{1,d} - V_1. \quad (24)$$

将上式代入式(22)可得

$$\dot{\psi}_1 = -k_{F1} e_{F1}^2 - \frac{EA_1}{L} e_{F1} e_{V1}. \quad (25)$$

式(24)沿式(19a)轨迹的时间导数为

$$\dot{e}_{V1} = \dot{V}_{1,d} - \frac{K_1 R_1}{J_1 \eta_1} u_1 - \frac{R_1^2}{J_1 \eta_1^2} F_1 - W_1 + \frac{(B_{u1} \eta_1^2 - \rho B R_1^2 H V_1)}{J_1 \eta_1^2} V_1. \quad (26)$$

考虑到 \dot{e}_{V1} 中含耦合项 $\dot{V}_{1,d}$ 和不确定项 W_1 , 且 $\dot{V}_{1,d}$ 计算复杂, 故设 $D_1 = \dot{V}_{1,d} - W_1$. 将 D_1 看成外扰, 通过构造如下二阶 ESO₁ 来对其进行动态观测:

$$\begin{cases} \varepsilon_{11} = z_{11} - e_{V1}, \\ \dot{z}_{11} = \frac{(B_{u1} \eta_1^2 - \rho B R_1^2 H V_1)}{J_1 \eta_1^2} V_1 - \frac{R_1^2}{J_1 \eta_1^2} F_1 - \frac{K_1 R_1}{J_1 \eta_1} u_1 + z_{12} - \beta_{11} \text{fal}(\varepsilon_{11}, \alpha_{11}, \delta_{11}), \\ \dot{z}_{12} = -\beta_{12} \text{fal}(\varepsilon_{11}, \alpha_{12}, \delta_{11}), \end{cases} \quad (27)$$

其中非线性函数 fal 取为^[11]

$$\text{fal}(\varepsilon, \alpha, \delta) = \begin{cases} |\varepsilon|^\alpha \text{sgn} \varepsilon, & |\varepsilon| > \delta, \\ \frac{\varepsilon}{\delta^{1-\alpha}}, & |\varepsilon| \leq \delta, \end{cases} \quad (28)$$

式中: ε_{11} 为 z_{11} 对 e_{V1} 的观测误差; α_{11} , α_{12} 和 δ_{11} 均为 fal 函数的控制参数, 一般取 0~1 之间较小的值; β_{11} 和 β_{12} 为 ESO₁ 的增益, 一般取较大值, 以此来提高 ESO₁ 的观测速度和准确性; z_{12} 为对外扰 D_1 的观测值, 且观测误差定义为 $E_{F1} = D_1 - z_{12}$. 假设 E_{F1} 是有界的, 但其上界未知, 即

$$|E_{F1}| \leq \rho_{F1}, \quad (29)$$

式中 ρ_{F1} 为未知的正常数。

为了增强系统在整个全局过程的鲁棒性, 本文采用了全局积分滑模面^[12], 以消除普通滑模面的趋近过

程, 使系统状态在运动的初始时刻就位于滑模面上:

$$S_{F1} = e_{V1} + k_{V1} \int_0^t e_{V1}(\tau) d\tau - q_{F1}(t), \quad (30)$$

式中: $q_{F1}(t) = e_{V1}(0)e^{-\lambda_{F1}t}$ 为全局滑动因子; λ_{F1} 和 k_{V1} 为待设计的正常数, 其中 k_{V1} 对左卷取机张力子系统 sys₁ 的鲁棒性有直接影响。

求式(30)的时间导数, 可得

$$\dot{S}_{F1} = \frac{(B_{u1} \eta_1^2 - \rho B R_1^2 H V_1)}{J_1 \eta_1^2} V_1 - \frac{R_1^2}{J_1 \eta_1^2} F_1 - \frac{K_1 R_1}{J_1 \eta_1} u_1 + D_1 + k_{V1} e_{V1} - \dot{q}_{F1}. \quad (31)$$

由式(31), 并结合式(27)(29), 则左卷取机张力子系统 sys₁ 的解耦控制器可设计为

$$\begin{aligned} u_1 = & \frac{J_1 \eta_1}{K_1 R_1} \left[\frac{(B_{u1} \eta_1^2 - \rho B R_1^2 H V_1)}{J_1 \eta_1^2} V_1 - \frac{R_1^2}{J_1 \eta_1^2} F_1 + \right. \\ & \left. z_{12} + k_{V1} e_{V1} - \dot{q}_{F1} + (\gamma_{F1} + \hat{\rho}_{F1}) \text{sgn} S_{F1} \right], \end{aligned} \quad (32)$$

式中: γ_{F1} 为待设计的正常数; $\hat{\rho}_{F1}$ 为 ρ_{F1} 的估计值, 且其自适应律设计为

$$\dot{\hat{\rho}}_{F1} = \eta_{F1} |S_{F1}|, \quad (33)$$

式中: η_{F1} 为待设计的正常数, 其对左卷取机张力子系统的自适应速度有直接影响; 定义估计误差 $\tilde{\rho}_{F1} = \rho_{F1} - \hat{\rho}_{F1}$.

其次, 对于主轧机速度子系统 sys₂, 定义主轧机速度跟踪误差 $e_{V2} = V_2^* - V_2$, 且其沿式(19b)轨迹的时间导数为

$$\dot{e}_{V2} = \dot{V}_2^* - \frac{K_2 R_2}{J_2 \eta_2} u_2 - \frac{R_2^2}{J_2 \eta_2^2} (F_3 - F_1) + \frac{B_{u2}}{J_2} V_2 + \frac{M_z R_2}{J_2 \eta_2^2} - W_2. \quad (34)$$

由于 \dot{e}_{V2} 中既包含耦合项, 又包含不确定项 W_2 , 故设

$$D_2 = -\frac{R_2^2}{J_2 \eta_2^2} (F_3 - F_1) + \frac{M_z R_2}{J_2 \eta_2^2} - W_2.$$

将 D_2 看成外扰, 通过构造如下二阶 ESO₂ 来对其进行动态观测:

$$\begin{cases} \varepsilon_{21} = z_{21} - e_{V2}, \\ \dot{z}_{21} = \dot{V}_2^* - \frac{K_2 R_2}{J_2 \eta_2} u_2 + \frac{B_{u2}}{J_2} V_2 + z_{22} - \beta_{21} \text{fal}(\varepsilon_{21}, \alpha_{21}, \delta_{21}), \\ \dot{z}_{22} = -\beta_{22} \text{fal}(\varepsilon_{21}, \alpha_{22}, \delta_{21}), \end{cases} \quad (35)$$

式中: ε_{21} 为 z_{21} 对 e_{V2} 的观测误差; α_{21} , α_{22} 和 δ_{21} 均为 fal 函数的控制参数; β_{21} 和 β_{22} 为 ESO₂ 的增益; z_{22} 为对外扰 D_2 的观测值, 且将其观测误差定义为 $E_{V2} =$

$D_2 - z_{22}$. 假设 E_{V_2} 是有界的,但其上界未知,即

$$|E_{V_2}| \leq \rho_{V_2}, \quad (36)$$

式中 ρ_{V_2} 为未知的正常数.

定义全局积分滑模面 S_{V_2} 为

$$S_{V_2} = e_{V_2} + k_{V_2} \int_0^t e_{V_2}(\tau) d\tau - q_{V_2}(t), \quad (37)$$

式中: $q_{V_2}(t) = e_{V_2}(0)e^{-\lambda_{V_2}t}$ 为全局滑动因子; λ_{V_2} 和 k_{V_2} 为待设计的正常数.

求式(37)的时间导数,并结合式(35)–(36),则主轧机速度子系统 sys_2 的解耦控制器可设计为

$$u_2 = \frac{J_2 \eta_2}{K_2 R_2} [\dot{V}_2^* + \frac{B_{u2}}{J_2} V_2 + z_{22} + k_{V_2} e_{V_2} - \dot{q}_{V_2} + (\gamma_{V_2} + \hat{\rho}_{V_2}) \text{sgn } S_{V_2}], \quad (38)$$

式中: γ_{V_2} 为待设计的正常数; $\hat{\rho}_{V_2}$ 为 ρ_{V_2} 的估计值,且其自适应律设计为

$$\dot{\hat{\rho}}_{V_2} = \eta_{V_2} |S_{V_2}|, \quad (39)$$

式中: η_{V_2} 为待设计的正常数; 定义估计误差 $\tilde{\rho}_{V_2} = \rho_{V_2} - \hat{\rho}_{V_2}$.

同理,由于右卷取机张力子系统 sys_3 与左卷取机张力子系统 sys_1 的分析过程类似,所以右卷取机张力子系统 sys_3 的二阶ESO₃、全局积分滑模面、解耦控制器以及未知参数的自适应律可分别设计为

$$\begin{cases} \varepsilon_{31} = z_{31} - e_{V_3}, \\ \dot{z}_{31} = \frac{(B_{u3} \eta_3^2 + \rho B R_3^2 h V_3)}{J_3 \eta_3^2} V_3 + \frac{R_3^2}{J_3 \eta_3^2} F_3 - \frac{K_3 R_3}{J_3 \eta_3} u_3 + z_{32} - \beta_{31} \text{fal}(\varepsilon_{31}, \alpha_{31}, \delta_{31}), \\ \dot{z}_{32} = -\beta_{32} \text{fal}(\varepsilon_{31}, \alpha_{32}, \delta_{31}), \end{cases} \quad (40)$$

$$S_{F_3} = e_{V_3} + k_{V_3} \int_0^t e_{V_3}(\tau) d\tau - q_{F_3}(t), \quad (41)$$

$$u_3 = \frac{J_3 \eta_3}{K_3 R_3} \left[\frac{(B_{u3} \eta_3^2 + \rho B R_3^2 h V_3)}{J_3 \eta_3^2} V_3 + \frac{R_3^2}{J_3 \eta_3^2} F_3 + z_{32} + k_{V_3} e_{V_3} - \dot{q}_{F_3} + (\gamma_{F_3} + \hat{\rho}_{F_3}) \text{sgn } S_{F_3} \right], \quad (42)$$

$$\dot{\hat{\rho}}_{F_3} = \eta_{F_3} |S_{F_3}|, \quad (43)$$

式中: e_{V_3} 为定义的误差变量; ε_{31} 为 z_{31} 对 e_{V_3} 的观测误差; α_{31} , α_{32} 和 δ_{31} 均为fal函数的控制参数; β_{31} 和 β_{32} 为ESO₃的增益; z_{32} 为对外扰 D_3 的观测值,且将其观测误差定义为 $E_{F_3} = D_3 - z_{32}$,同时满足 $|E_{F_3}| \leq \rho_{F_3}$; $q_{F_3}(t) = e_{V_3}(0)e^{-\lambda_{F_3}t}$ 为全局滑动因子; $\hat{\rho}_{F_3}$ 为 ρ_{F_3} 的估计值,且将其估计误差定义为 $\tilde{\rho}_{F_3} = \rho_{F_3} - \hat{\rho}_{F_3}$; η_{F_3} , λ_{F_3} , k_{V_3} 和 γ_{F_3} 均为待设计的正常数.

至此,通过上述对系统(19)解耦控制器的设计步骤,可以归纳得到如下结论:

定理 1 针对可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统(19),构造扩张状态观测器(ESO):式(27)(35)(40);采用全局积分滑模面:式(30)(37)(41);设计各子系统的解耦控制器和未知参数的自适应律:式(32)–(33)(38)–(39)(42)–(43);则所设计的滑模面渐近稳定,且可逆冷带轧机速度张力系统能够实现速度和张力的渐近跟踪.

证 选取Lyapunov候选函数:

$$\psi = \frac{1}{2} (S_{F_1}^2 + S_{V_2}^2 + S_{F_3}^2 + \frac{1}{\eta_{F_1}} \tilde{\rho}_{F_1}^2 + \frac{1}{\eta_{V_2}} \tilde{\rho}_{V_2}^2 + \frac{1}{\eta_{F_3}} \tilde{\rho}_{F_3}^2). \quad (44)$$

求上式的时间导数,并将所设计的解耦控制器式(32)(38)(42)代入,可得

$$\begin{aligned} \dot{\psi} = & S_{F_1} (E_{F_1} - \hat{\rho}_{F_1} \text{sgn } S_{F_1}) - \gamma_{F_1} |S_{F_1}| + \\ & S_{V_2} (E_{V_2} - \hat{\rho}_{V_2} \text{sgn } S_{V_2}) - \gamma_{V_2} |S_{V_2}| + \\ & S_{F_3} (E_{F_3} - \hat{\rho}_{F_3} \text{sgn } S_{F_3}) - \gamma_{F_3} |S_{F_3}| - \\ & \frac{\tilde{\rho}_{F_1} \dot{\tilde{\rho}}_{F_1}}{\eta_{F_1}} - \frac{\tilde{\rho}_{V_2} \dot{\tilde{\rho}}_{V_2}}{\eta_{V_2}} - \frac{\tilde{\rho}_{F_3} \dot{\tilde{\rho}}_{F_3}}{\eta_{F_3}} \leq \\ & -\gamma_{F_1} |S_{F_1}| - \gamma_{V_2} |S_{V_2}| - \gamma_{F_3} |S_{F_3}| + \\ & \tilde{\rho}_{F_1} |S_{F_1}| + \tilde{\rho}_{V_2} |S_{V_2}| + \tilde{\rho}_{F_3} |S_{F_3}| - \\ & \frac{\tilde{\rho}_{F_1} \dot{\tilde{\rho}}_{F_1}}{\eta_{F_1}} - \frac{\tilde{\rho}_{V_2} \dot{\tilde{\rho}}_{V_2}}{\eta_{V_2}} - \frac{\tilde{\rho}_{F_3} \dot{\tilde{\rho}}_{F_3}}{\eta_{F_3}}. \end{aligned} \quad (45)$$

将自适应律(33)(39)和(43)代入上式可得

$$\dot{\psi} = -\gamma_{F_1} |S_{F_1}| - \gamma_{V_2} |S_{V_2}| - \gamma_{F_3} |S_{F_3}| < 0. \quad (46)$$

所以,滑模面 S_{F_1} , S_{V_2} 和 S_{F_3} 是渐近稳定的,即

$$\lim_{t \rightarrow \infty} S_{F_1} = \lim_{t \rightarrow \infty} S_{V_2} = \lim_{t \rightarrow \infty} S_{F_3} = 0. \quad (47)$$

对于左卷取机张力子系统 sys_1 ,由于在式(30)中 $\lim_{t \rightarrow \infty} q_{F_1} = 0$,可知 $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{V_1} = 0$.

结合式(25)可进一步得出 $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{F_1} = 0$.

而对于主轧机速度子系统 sys_2 和右卷取机张力子系统 sys_3 ,同理可得 $\lim_{t \rightarrow \infty} e_{V_2} = \lim_{t \rightarrow \infty} e_{F_3} = 0$.

因此,可逆冷带轧机速度张力系统的滑模面是渐近稳定的,且可达到速度和张力的渐近跟踪. 证毕.

4 仿真研究(Simulation research)

为了验证本文所设计解耦控制方法的有效性,基于某1422 mm四辊单机架可逆冷带轧机速度张力系统的实际数据,采用本文提出的基于ESO的全局积分滑模自适应反步分散控制方法与常规的PID控制方法进行仿真对比研究.

模拟可逆冷带轧机某一道次的轧制工序:首先将左、右卷取机张力在0 s~2.5 s内升至120 kN,建立轧机两侧带钢张力;然后主轧机轧制速度在2.5 s~5 s内升至3 m/s;待轧机稳定运行3 s后,主轧机轧制速度升

至3.5 m/s, 左、右卷取机张力保持不变. 此外, 在可逆冷带轧机的轧制生产过程中, 为了防止主轧机速度变化过快对系统设备产生不利影响, 本文对主轧机速度的给定斜率进行了限制: $a_{\max, \min} = \pm 3 \text{ m/s}^2$.

选用某一轧制规程的实际轧制参数:

$$L = 3 \text{ m}, B = 1.25 \text{ m}, M_z = 25 \text{ kN} \cdot \text{m},$$

$$R_1 = 0.89 \text{ m}, R_2 = 0.20635 \text{ m}, R_3 = 0.255 \text{ m},$$

$$\delta_0 = 0.065, \chi_0 = 0.182, K_\delta = 5 \times 10^{-8},$$

$$K_\chi = 6.511 \times 10^{-8}, E = 2.508 \times 10^9 \text{ N/m}^2,$$

$$H = 2.06 \times 10^{-3} \text{ m}, h = 1.582 \times 10^{-3} \text{ m},$$

$$B_{u1} = B_{u3} = 0.3014, B_{u2} = 0.5699,$$

$$J_1 = 3347 \text{ kg} \cdot \text{m}^2, J_2 = 1274.5 \text{ kg} \cdot \text{m}^2,$$

$$J_3 = 406.7 \text{ kg} \cdot \text{m}^2, \eta_1 = \eta_3 = 1.807, \eta_2 = 1,$$

$$r_1 = r_3 = 2.097 \times 10^{-2} \Omega, r_2 = 1.591 \times 10^{-2} \Omega,$$

$$K_1 = K_3 = 122020 \text{ N} \cdot \text{m/V}, K_2 = 276820 \text{ N} \cdot \text{m/V}.$$

本文所设计解耦控制器的主要参数取为

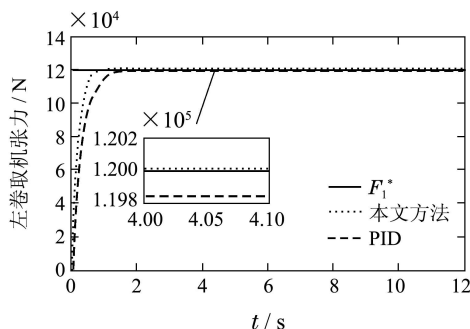
$$k_{F1} = k_{F3} = 5, k_{V1} = k_{V3} = 7 \times 10^4, k_{V2} = 10,$$

$$\eta_{F1} = \eta_{F3} = 0.8, \eta_{V2} = 2, \beta_{11} = \beta_{31} = 8 \times 10^3,$$

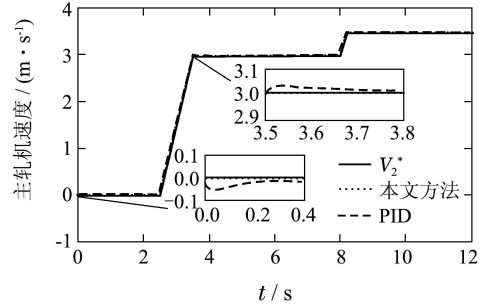
$$\beta_{21} = 3 \times 10^3, \beta_{12} = \beta_{32} = 1 \times 10^5, \beta_{22} = 3.6 \times 10^6.$$

假设可逆冷带轧机速度张力系统(19)中各不确定部分 W_i 有界, 具体包括: 系统参数摄动, 假定摩擦系数由 B_{ui} 变为 $1.4B_{ui}$ 、电枢电阻由 r_i 变为 $1.5r_i$; 带钢来料厚度波动所引起的主轧机轧制过程中的负载扰动, 假定 $\Delta M_z = 2500 \sin(10t) \text{ N} \cdot \text{m}$, 在系统负载 $\pm 10\%$ 的范围内变化, 则 W_i 可近似计算为 $[W_1 \ W_2 \ W_3]^T = [0.26 \sin(10t) \ -0.41 \sin(10t) \ 0.26 \sin(10t)]^T$.

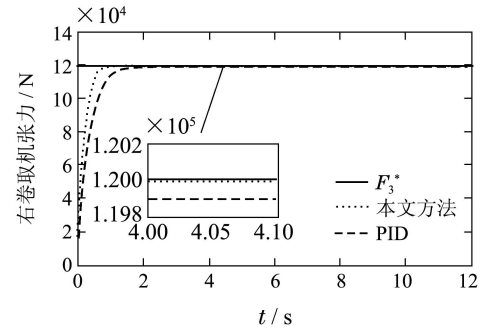
图2为可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统的解耦控制曲线. 从图2(a)–2(c)可以看出, F_1, V_2 和 F_3 3个输出变量在本文控制方法的作用下无相互耦合影响, 可以快速、稳定、无超调地跟踪系统的设定值, 速度张力系统实现了有效的动态解耦和协调控制; 而在PID控制方法的作用下, 系统的干扰抑制能力较弱, F_1, V_2 和 F_3 3个输出变量动态响应较慢, 且始终存在一定的超调和耦合, 这不利于带钢产品质量的提高. 从图2(d)可以看出, 左、右卷取机的钢卷半径在本文控制方法的作用下快速性较好, 且波动量较小.



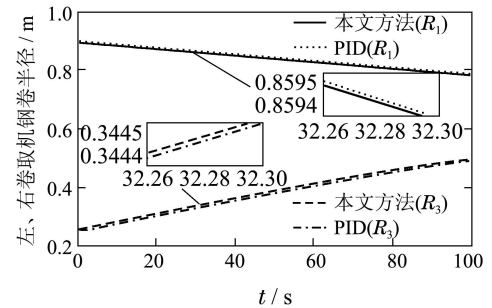
(a) 左卷取机张力跟踪曲线



(b) 主轧机速度跟踪曲线



(c) 右卷取机张力跟踪曲线

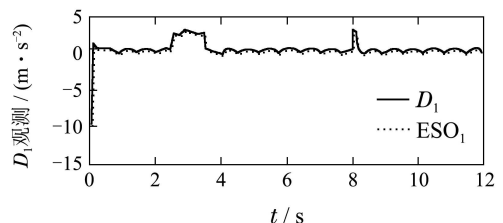


(d) 左、右卷取机的钢卷半径变化曲线

图 2 可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统解耦控制曲线

Fig. 2 Decoupling control curves for the speed and tension multivariable coupling system of reversible cold strip mill

图3为ESO的观测值及其观测误差的上界估计值曲线. 从图3(a)可以看出, 所构造的ESO对各子系统的外扰 D_1, D_2 和 D_3 实现了有效的动态观测, 进而可将观测值引入所设计的解耦控制器中进行补偿控制. 从图3(b)可以看出, ESO观测误差的未知上界 ρ_{F1}, ρ_{V2} 和 ρ_{F3} 在本文所设计自适应律的作用下, 得到了快速、准确的估计, 进一步提高了可逆冷带轧机速度和张力的控制精度.



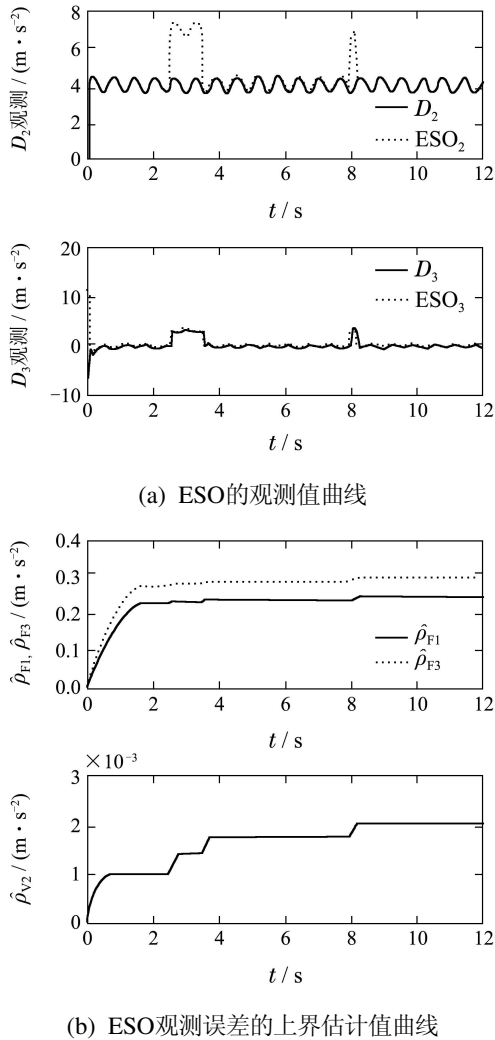


图3 ESO的观测值及其观测误差的上界估计值曲线
Fig. 3 Curves for the observed value of ESO and the upper bound estimated value of observation error

5 结论(Conclusions)

本文采用机理建模方法,根据相关轧制理论并结合直流电机动力学方程,建立了相对完备的可逆冷带轧机速度张力多变量耦合系统的数学模型;基于分散控制原理,分别设计出各子系统的全局积分滑模自适应反步控制器,该控制器结构相对简单,且在设计过程中未对系统模型做“近似”或“局部线性化”处理,因而所得控制器具有较高的控制精度和较强的鲁棒性;此外,本文将各子系统的耦合项和不确定项看成了外扰,通过构造的ESO对其进行动态观测,并将观测值及观测误差的自适应估计值引入所设计的控制器中进行补偿,速度张力系统实现了有效的动态解耦和协调控制.理论分析和仿真结果均表明,可逆冷带轧机速度张力系统在本文控制方法的作用下,各输出变量实现了有效的渐近跟踪控制,且与常规的PID控制方法相比,本文方法具有更好的动、静态性能和抗干扰能力.

参考文献(References):

[1] GEDDES E J M, POSTLETHWAITE I. Improvements in product

quality in tandem cold rolling using robust multivariable control [J]. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 1998, 6(2): 257 – 269.

- [2] 张岩,邵富群,王军生,等.灰色预测模型在冷轧动态张力控制中的应用[J].东北大学学报(自然科学版),2011,32(5):614–617. (ZHANG Yan, SHAO Fuqun, WANG Junsheng, et al. Using a gray predictive model for controlling dynamic tension during cold rolling [J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 2011, 32(5): 614 – 617.)
- [3] HE J B, HE Y Y, GUO S, et al. Tension robust control strategy based on self-optimizing algorithm [J]. *WSWAS Transactions on Systems and Control*, 2009, 4(3): 151 – 161.
- [4] KOC H, KNITTEL D, MATHELIN M D, et al. Modeling and robust control of winding systems for elastic webs [J]. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 2002, 10(2): 197 – 208.
- [5] 贺建军,喻寿益,钟掘.板带钢平整机张力-速度解耦控制[J].控制与决策,2003,18(5):522–526,544. (HE Jianjun, YU Shouyi, ZHONG Jue. Tension-speed decoupling control of temper mill for plate-strip steel [J]. *Control and Decision*, 2003, 18(5): 522 – 526, 544.)
- [6] 刘礼新,方一鸣,李建雄,等.可逆冷带轧机速度张力系统的分散重叠控制[J].控制理论与应用,2011,28(5):675–680. (LIU Lixin, FANG Yiming, LI Jianxiong, et al. Decentralized overlapping control for speed and tension in reversing cold-strip mill [J]. *Control Theory & Applications*, 2011, 28(5): 675 – 680.)
- [7] 张晓东,姚小兰,伍清河.活套关联系统建模及滚动时域控制[J].控制理论与应用,2011,28(12):1797–1802. (ZHANG Xiaodong, YAO Xiaolan, WU Qinghe. Modeling and receding-horizon control for looper-interconnected systems [J]. *Control Theory & Applications*, 2011, 28(12): 1797 – 1802.)
- [8] HE J J, YU S Y, ZHONG J. Analysis of electromechanical coupling factors of complicated electromechanical system [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2002, 12(2): 301 – 304.
- [9] 张小平,秦建平.轧制理论[M].北京:冶金工业出版社,2006:159–170. (ZHANG Xiaoping, QIN Jianping. *Rolling Theory* [M]. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2006: 159 – 170.)
- [10] 方一鸣,王乐,王益群,等.具有弱磁调速的轧机速度系统 H_∞ 鲁棒跟踪控制器设计[J].中国电机工程学报,2004,24(5):100–103. (FANG Yiming, WANG Le, WANG Yiqun, et al. Design of H_∞ robust tracking controller for rolling mill speed system with field weakening [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2004, 24(5): 100 – 103.)
- [11] 乔国林,童朝南,孙一康.结晶器多变量耦合系统的自抗扰控制[J].控制理论与应用,2007,24(3):485–489. (QIAO Guolin, TONG Chaonan, SUN Yikang. Active disturbance rejection control for mould multivariable coupled system [J]. *Control Theory & Applications*, 2007, 24(3): 485 – 489.)
- [12] 李春文,赵德宗,任军.基于全滑模面的多感应电机速度同步控制[J].系统工程理论与实践,2009,29(10):110–117. (LI Chunwen, ZHAO Dezong, REN Jun. Total sliding mode speed synchronization control of multi induction motors [J]. *Systems Engineering — Theory & Practice*, 2009, 29(10): 110 – 117.)

作者简介:

刘乐 (1985–),男,博士研究生,目前研究方向为冷带轧机速度张力系统的协调控制, E-mail: leliu@ysu.edu.cn;

方一鸣 (1965–),男,教授,博士生导师,目前研究方向为复杂系统的建模仿真与控制、自适应鲁棒控制理论与应用、冶金自动化等, E-mail: fyiming@ysu.edu.cn;

李建雄 (1980–),男,讲师,目前研究方向为自适应鲁棒控制理论与应用、预测控制等, E-mail: jxli@ysu.edu.cn;

常茹 (1983–),女,博士研究生,目前研究方向为复杂系统的建模仿真与控制, E-mail: rchang@ysu.edu.cn.