

热连轧活套系统的自抗扰控制

王丽君[†], 余 苗, 李 擎, 尹怡欣

(北京科技大学 自动化学院, 北京 100083;

北京科技大学 工业过程知识自动化教育部重点实验室, 北京 100083)

摘要: 鉴于热连轧活套系统的典型特性: 多变量、非线性和强耦合, 使其控制相对复杂. 采用角变化法得出张力力矩表达式, 并通过对活套套量和张力力矩关系式进行增量化, 得出活套系统数学模型. 采用自抗扰控制技术, 应用扩张状态观测器实时估计扰动, 将活套套量和张力的耦合归结于对系统的“总扰动”的一部分进行估计并给予补偿. 仿真表明, 相比于PID控制算法, 此算法具有可行性和有效性.

关键词: 活套系统; 机理建模; 自抗扰控制; 解耦

引用格式: 王丽君, 余苗, 李擎, 等. 热连轧活套系统的自抗扰控制. 控制理论与应用, 2018, 35(3): 407–413

中图分类号: TP273

文献标识码: A

Active disturbances rejection control of hot strip rolling looper systems

WANG Li-jun[†], YU Miao, LI Qing, YIN Yi-xin

(School of Automation & Electrical Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China;

Key Laboratory of Knowledge Automation for Industrial Processes, Ministry of Education,

University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China)

Abstract: From the control point of view, the hot strip rolling looper system has the characteristics of multivariable, nonlinear and strong coupling, which make the looper control complex. The expression of tension moment is obtained by the angle variation method, and the looper system mathematical model is obtained with the incremental of loop and tension torque relationship. In order to estimate the disturbance in real time, the extended state observer (ESO) of the active disturbances rejection controller (ADRC) is used. In addition, the coupling of the looper height and tension dues to a part of the “disturbance” which is estimated and compensated in the system. Compared with PID control algorithm, simulations show that the ADRC is more feasible and effective.

Key words: looper system; mechanism modeling; active disturbances rejection control; decoupling

Citation: WANG Lijun, YU Miao, LI Qing, et al. Active disturbances rejection control of hot strip rolling looper systems. *Control Theory & Applications*, 2018, 35(3): 407–413

1 引言(Introduction)

在现代热轧机中, 活套系统的控制是非常关键的一个环节, 其性能的优劣直接影响成品带钢的宽度精度、厚度精度和板形精度等, 而且活套能够很好地保证轧制的稳定性, 所以活套模型的建立对其控制的效果显得非常关键.

对于热连轧活套系统, 其建模方法基本采用机理建模的方法. 文献[1–2]初步对活套系统进行了分析, 并对活套高度进行了机理建模. 文献[3]在考虑了液压缸和活套本身的非线性, 以及带钢重力矩等诸多因素

的基础上, 建立了液压活套在工作点附近的非线性多变量模型. 文献[4]等人通过液压活套系统工作过程的分析得到系统的传递函数模型, 并通过对各阶系数分析, 给出降阶模型. 由于建模过程中只考虑上游机架压下, 下游机架不动作和在进行力矩分析时候忽略重力矩, 所以得出的是近似模型.

活套系统的控制目的是保证张力在偏差允许范围内变化, 力求提高活套套量对秒流量的快速响应. 在自动厚度控制(automatic gauge control, AGC)过程中, 由于快速的辊缝运动, 出现较大的张力波动等影响,

收稿日期: 2017–04–25; 录用日期: 2017–10–25.

[†]通信作者. E-mail: wanglj@ustb.edu.cn; Tel.: +86 10-62332780.

本文责任编辑: 陈增强.

中央高校基本科研业务费专项资金(FRF-BR-15-066A, FRF-BD-16-005A), 中国科学院自动化研究所复杂系统与智能科学重点实验室开放课题(20160103), 北京市重点学科共建项目(XK100080537)资助.

Supported by the Fundamental Research Funds for the Central Universities (FRF-BR-15-066A, FRF-BD-16-005A), the Research Funds for the State Key Laboratory of Management and Control for Complex Systems (20160103) and Beijing Key Disciplines to Build Projects (XK100080537).

使得活套的控制比较复杂^[5]. 传统的PI控制方案中^[6], 活套高度控制通过机架主动构成闭环控制, 是一个电流内环、速度次外环、位置(套量)外环的3环控制系统. 活套高度控制器是常规的PI控制器. 这样, 当活套摆臂的转角变化时, 由于活套臂的惯性, 张力将发生波动. 文献[7]采用分散控制方式对高度和张力分别设计控制器, 将活套高度与张力系统之间的耦合影响看作扰动, 实现高度和张力的解耦控制. 文献[8]将自抗扰控制技术应用到活套控制系统中的张力控制, 并通过试验加以验证, 但是在仿真过程中没有考虑到负荷扰动和被控对象的时变性, 而且没有对活套系统模型进行详细推导.

本文采用等腰三角形近似算法对活套套量进行建模, 采用角变换法对张力力矩建模, 通过对活套系统模型的套量和张力关系的分析, 构建系统的状态空间模型. 针对活套系统存在的强耦合因素和其他不确定因素的作用, 采用自抗扰控制算法, 实时估计并补偿扰动. 自抗扰控制算法由中科院系统所研究员韩京清提出的一套完整的、新颖的控制方案, 这在替代PID方面有很大的希望, 在性能和实用性方面有明显的优势. 自抗扰控制技术的核心是把系统的未建模动态和未知外扰作用都归结于对系统的“总扰动”而进行估计并给予补偿^[9-11].

2 活套系统建模(Modeling of looper system)

2.1 活套套量建模(Modeling of looper height)

机架间活套示意图如图1所示: 左边是上游机架 F_n ; 右边是下游机架 F_{n+1} ; L 为两机架间距离; L_1 为上游机架和活套臂转轴之间的距离; L_2 为活套臂转轴与水平轧线之间的距离; AB 和 BC 分别为活套辊与上游机架和下游机架之间的距离, 两者之和为带钢的长度; α 和 β 分别为 AB 和 BC 与水平轧线的夹角; R 为活套臂的长度; r 为活套辊的半径; θ 为活套辊摆角; θ_0 为处于机械零位的活套辊摆角.

由图1可以得出

$$\begin{cases} \Delta l_d = AB + BC - L, \\ AB = \frac{L_1 + R \cos \theta}{\cos \alpha}, \\ BC = \frac{L - L_1 - R \cos \theta}{\cos \beta}, \\ \cos \alpha = \frac{L_1 + R \cos \theta}{\sqrt{(L_1 + R \cos \theta)^2 + (R \sin \theta - L_2 + r)^2}}, \\ \cos \beta = \frac{L - L_1 - R \cos \theta}{\sqrt{(L - L_1 - R \cos \theta)^2 + (R \sin \theta - L_2 + r)^2}}. \end{cases} \quad (1)$$

由式(1)得到活套套量 Δl_d 的表达式为

$$\begin{aligned} \Delta l_d = & \sqrt{(L_1 + R \cos \theta)^2 + (R \sin \theta - L_2 + r)^2} + \\ & \sqrt{(L - L_1 - R \cos \theta)^2 + (R \sin \theta - L_2 + r)^2} - L. \end{aligned} \quad (2)$$

实际上, 稳定工作状态下 AB 和 BC 段的长度近似相等. 将式(1)代入式(2)得到

$$\Delta l_d = 2\sqrt{(R \sin \theta - L_2 + r)^2 + (L/2)^2} - L. \quad (3)$$

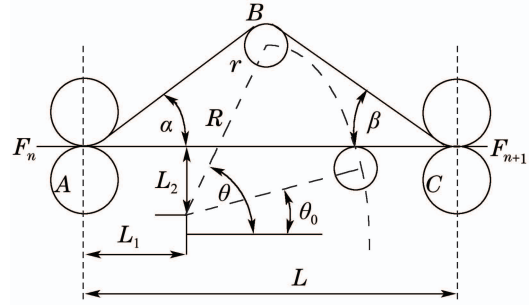


图1 机架间活套示意图

Fig. 1 Structure of looper between racks

2.2 带钢张力控制(Strip tension control)

张力控制包括重力矩和张力矩两部分, 其中重力矩由活套辊和活套杆的重力矩 M_G 和活套上带钢重力矩 M_S 组成. 建模时忽略活套辊的宽度, 故

$$\begin{cases} M_G = GR \cos \frac{\theta}{2}, \\ M_S = G_S R \cos \theta, \\ G_S = \rho g w h (L + \Delta l_d), \end{cases} \quad (4)$$

式中: g 代表重力加速度, ρ 代表带钢密度, w 代表带钢宽度, h 代表带钢厚度.

对活套高度的调节其实还是为了保证带钢张力的恒定. 活套上所受带钢张力如图2所示, 其中: T 为带钢张力, $T = \sigma w h$; F 为两个方向带钢张力的合力; γ 为 F 与水平轧线的夹角; θ' 为活套与带钢接触点 B 和活套臂转轴中心点连线与水平轧线的夹角; φ 为活套与带钢接触点 B 和活套臂转轴中心点连线与张力合力 F 的夹角; R' 为活套与带钢接触点 B 和活套臂转轴中心点连线的长度.

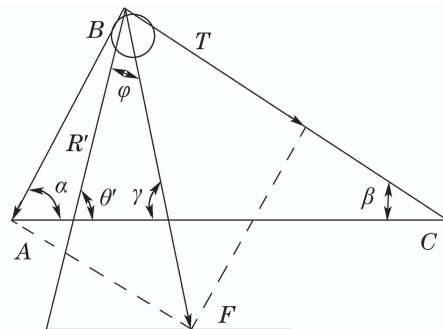


图2 活套上所受带钢张力示意图

Fig. 2 Structure of the tension of strip on the looper

图2通过角变换法能够得出 φ 与 α, β 关系为

$$\begin{cases} R' = \sqrt{(R \sin \theta + r)^2 + (R \cos \theta)^2}, \\ \varphi = 180^\circ - \theta' - \gamma, \\ \gamma = 90^\circ - \frac{\alpha - \beta}{2}. \end{cases} \quad (5)$$

由式(5)结合三角形两角和差公式得带钢张力力矩为

$$\begin{cases} M_T = TR' \sin \varphi, \\ \sin \varphi = [\sin(\theta' + \beta) - \sin(\theta' - \alpha)], \end{cases} \quad (6)$$

其中

$$\begin{cases} \theta' = \arctan \frac{R \sin \theta + r}{R \cos \theta}, \\ \alpha = \arctan \frac{r + R \sin \theta - L_2}{L_1 + R \cos \theta}, \\ \beta = \arctan \frac{r + R \sin \theta - L_2}{L - L_1 - R \cos \theta}. \end{cases}$$

2.3 电动活套高度-张力系统模型(Model of high-tension system for electric looper)

当活套位置改变时, 活套上会出现一个动力矩 $M_D = J \frac{dn}{dt}$, n 为电机转速. 此时达到新的平衡, 即

$$M = M_G + M_S + M_T + M_D. \quad (7)$$

活套量的形成与上游机架的出口速度及下游机架的入口速度有关, 因此套量 Δl_d 和带钢张力 σ 的表达式为

$$\begin{cases} \Delta l_d = \int (v_{(n+1)i} - v_{(n)o}) dt, \\ \sigma = \frac{E}{L} \int (v_{(n+1)i} - v_{(n)o}) dt, \end{cases} \quad (8)$$

式中: E 为带钢弹性模量, 单位为MPa.

根据式(8)可以得到带钢单位张力和活套量之间的关系, 增量化变为

$$\Delta \sigma = \frac{E}{L} \frac{\partial \Delta l_d}{\partial \theta} \Delta \theta. \quad (9)$$

对于电动活套系统, 输入变量为带钢传送速度 v_r 和电机输出的参考转矩 M_r , 其输出变量为带钢的单位张力 σ 和活套辊摆角 θ .

查阅资料, 电机输出转矩和参考转矩之间及传送辊 M_T 的传送速度和参考速度之间的关系可近似为

$$\begin{cases} \dot{M} = \frac{M_r - M}{T_{ACR}}, \\ \dot{v} = \frac{v_r - v}{T_{ASR}}, \end{cases} \quad (10)$$

式中: T_{ASR} 为电机速度环的时间常数, T_{ACR} 为电机电流环的时间常数.

将式(7)增量化

$$\Delta M = \Delta M_G + \Delta M_S + \Delta M_T + \Delta M_D, \quad (11)$$

其中: M_G, M_S 是活套角 θ 的函数, M_T 是活套角 θ 和带钢单位张力 σ 的函数, 有

$$\begin{cases} \Delta M_S = \frac{\partial M_S}{\partial \theta} \Delta \theta, \\ \Delta M_G = \frac{\partial M_G}{\partial \theta} \Delta \theta, \\ \Delta M_T = \frac{\partial M_T}{\partial \theta} \Delta \theta + \frac{\partial M_T}{\partial \sigma} \Delta \sigma. \end{cases} \quad (12)$$

结合式(11)将动力矩增量化后有

$$\begin{aligned} \Delta M_D &= J \frac{d\Delta n}{dt} = \\ \Delta M - \Delta M_G - \Delta M_S - \Delta M_T. \end{aligned} \quad (13)$$

根据角度和角速度关系得出

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \Delta \theta}{dt^2} &= \frac{180}{\pi} \frac{d\Delta \omega}{dt} = \\ \frac{180}{\pi} \frac{2\pi}{60} \frac{d\Delta n}{dt} &= 6 \frac{d\Delta n}{dt}. \end{aligned} \quad (14)$$

将式(13)和式(14)结合, 可以推导出

$$\begin{aligned} \frac{d^2 \Delta \theta}{dt^2} &= \frac{6}{J} (\Delta M - \frac{\partial M_T}{\partial \sigma} \Delta \sigma) - \\ \frac{6}{J} (\frac{\partial M_G}{\partial \theta} + \frac{\partial M_S}{\partial \theta} + \frac{\partial M_T}{\partial \theta}) \Delta \theta. \end{aligned} \quad (15)$$

根据文献[6], 可知上游机架出钢速度和下游机架入钢速度的表达式

$$\begin{cases} v_{(n)o} = v_n(1 + f), \\ v_{(n+1)i} = v_{n+1}(1 - \beta), \end{cases} \quad (16)$$

式中: v_n 和 v_{n+1} 为第 n 和第 $n+1$ 个机架的轧辊线速度, f 为第 n 个机架的前滑, β 为第 $n+1$ 个机架的后滑, f 和 β 是带钢单位张力 σ 的函数.

轧制带钢时, 一旦下游机架速度有所改变, 计算机自动控制系统就会按照一定规则调节上游机架的速度, 从而有效消除下游机架速度变化对上游机架可能产生的影响, 也就是说 v_{n+1} 可以视作常数, 而 v_n 作为相关变量一同增量化处理. 将式(16)增量化为

$$\begin{cases} \Delta v_{(n)o} = v_n \frac{\partial f}{\partial \sigma} \Delta \sigma + \Delta v_n(1 + f), \\ \Delta v_{(n+1)i} = -v_{n+1} \frac{\partial \beta}{\partial \sigma} \Delta \sigma. \end{cases} \quad (17)$$

将式(8)中张力公式增量化为

$$\Delta \sigma = \frac{E}{L} \int (\Delta v_{(n+1)i} - \Delta v_{(n)o}) dt, \quad (18)$$

得到

$$\frac{d\Delta \sigma}{dt} = -\frac{E}{L} \Delta v_n(1 + f) - \frac{E}{L} (v_{n+1} \frac{\partial \beta}{\partial \sigma} + v_n \frac{\partial f}{\partial \sigma}) \Delta \sigma. \quad (19)$$

由式(9)知, 起套角 θ 变化时, 应力 σ 也会发生变化, 故最终有

$$\frac{d\Delta \sigma}{dt} = -\frac{E}{L} (v_{n+1} \frac{\partial \beta}{\partial \sigma} + v_n \frac{\partial f}{\partial \sigma}) \Delta \sigma -$$

$$\frac{E}{L} \Delta v_n (1+f) + \frac{E}{L} \frac{\partial \Delta l_d}{\partial \theta} \Delta \dot{\theta}. \quad (20)$$

取输入量

$$u = [u_1 \ u_2]^T = [\Delta M_r \ \Delta v_r]^T.$$

输出量

$$y = [y_1 \ y_2]^T = [\Delta \theta \ \Delta \sigma]^T.$$

状态变量

$$x = [x_1 \ x_2 \ x_3 \ x_4 \ x_5]^T = [\Delta \theta \ \Delta \dot{\theta} \ \Delta M \ \Delta \sigma \ \Delta v]^T.$$

状态空间表达式可表示为

$$\begin{cases} \dot{x} = Ax + Bu, \\ y = Cx, \end{cases} \quad (21)$$

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ j & 0 & \frac{6}{J} & -\frac{6}{J} \frac{\partial M_T}{\partial \sigma} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{T_{ACR}} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{E}{L} \frac{\partial \Delta l_d}{\partial \theta} & 0 & \ell & -\frac{E}{L} (1+f) \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{T_{ASR}} \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{T_{ACR}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{T_{ASR}} \end{bmatrix}^T,$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix},$$

其中:

$$j = -\frac{6}{J} \left(\frac{\partial M_G}{\partial \theta} + \frac{\partial M_S}{\partial \theta} + \frac{\partial M_T}{\partial \theta} \right),$$

$$\ell = -\frac{E}{L} \left(v_{n+1} \frac{\partial \beta}{\partial \sigma} + v_n \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right).$$

根据某钢厂热连轧现场实验数据, 见表1.

得出该厂热连轧电动活套系统传递函数矩阵为

$$\begin{cases} P_{11} = \frac{1.818s + 4.563}{s^4 + 102.5s^3 + 2038s^2 + 179900s + 120400}, \\ P_{21} = \frac{4.255s - 1.246e^{-11}}{s^4 + 102.5s^3 + 2038s^2 + 179900s + 120400}, \\ P_{12} = \frac{419500}{s^4 + 27.51s^3 + 1850s^2 + 45890s + 30090}, \\ P_{22} = \frac{-750.8s^2 + 2.534e^{-11}s - 360100}{s^4 + 27.51s^3 + 1850s^2 + 45890s + 30090}. \end{cases} \quad (22)$$

表 1 热连轧现场实验数据

Table 1 Field test data of hot strip mill

量	数值	量	数值	量	数值
θ/rad	0.419	σ/Pa	8000000	R/m	0.750
h/m	0.00749	H/m	0.01227	$v_{n+1}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	3.8594
$v_n/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	2.6188	w/m	1.26	$f/\text{p.u}$	0.1012
m/kg	2125	r/m	0.1375	$\frac{\partial f}{\partial \sigma}$	0.35
E/MPa	150	L/m	5.5	L_1/m	2
L_2/m	0.27	$\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-2})$	7850	T_{ASR}/s^{-1}	0.04
$g/(\text{N} \cdot \text{kg}^{-1})$	9.8	$J/(\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	330	T_{ACR}/s^{-1}	0.01

3 电动活套系统的自抗扰控制器设计(Design of active disturbance rejection controller for electric looper system)

鉴于热连轧活套系统的多变量、非线性和强耦合典型特性, 需要进行解耦控制器的设计. 采用Boksen bom-Hood-钱学森方法进行解耦器设计, 并不能很好地消除各通道间的相互作用. 用自抗扰控制器将活套系统通道间的动态耦合作用当作各自通道上的总扰动一部分来估计并补偿来进行自抗扰控制器设计. 针对热连轧电动活套系统模型, 设计一阶线性ADRC控制器. 主要组成部分包括: 线性状态误差反馈(linear state error feedback, LSEF)控制律和二阶线性扩张状态观测器(second order linear ex-

tended state observer, LESO)^[12-13]. 针对电动热连轧活套系统设计的一阶LADRC的控制框图见图3.

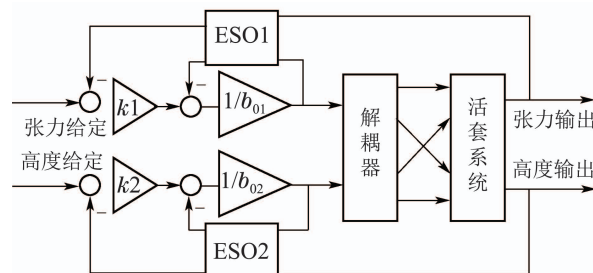


图 3 活套系统控制框图

Fig. 3 Structural of the looper control system

为了及时估计总扰动构造了LESO, 另外通过构造LESF对控制量进行补偿.

3.1 二阶LESO的设计(Design of second-order LESO)

根据文献[10]构造二阶线性扩张状态观测器:

$$e_i = z_{1i} - y_i, \quad (23)$$

$$\begin{cases} \dot{z}_{1i} = z_{2i} - \beta_{i1}e_i + b_{0i}u_i, \\ \dot{z}_{2i} = -\beta_{i2}e_i, \end{cases} \quad (24)$$

其中: e_i 代表输出估计误差, z_{1i} 代表系统输出 y_i 的估计值, z_{2i} 代表系统总扰动实时作用量的估计值, β_{i1} 和 β_{i2} 为LESO增益, u_1 和 u_2 分别代表高度回路和张力的控制量, y_1 和 y_2 分别代表高度回路和张力的输出响应。

3.2 LESF的设计(Design of LESF)

根据文献[10]设计线性状态误差反馈控制律:

$$u_{0i} = k_i(r_i - z_{1i}), \quad (25)$$

式中: k_i 代表各回路误差反馈增益, r_1 为电动活套高度设定值, r_2 为张力设定值。

因此, 输入控制量 u_i 为

$$u_i = \frac{u_{0i} - z_{2i}}{b_{0i}}. \quad (26)$$

4 仿真研究(Simulation research)

针对热连轧电动活套系统模型, 对被控对象进行Boksenbom-Hood-钱学森方法解耦, 分别对活套系统的高度和张力采用ADRC控制, 控制目标分别是使活套高度和张力达到设定值, 并进行MATLAB仿真. 在参数调节中^[14-16], k_i 为各回路误差反馈增益进行手动调节; 一旦系统的采样时间给定和系统变化的大致范围知道, ESO的参数也就定了, 真正需要调节的参数即 β_{i1} , β_{i2} 和 b_{0i} . 一般 $\beta_{i1} = 1/h$, $\beta_{i2} = 10\beta_{i1}$, h 为仿真步距(仿真中取 $h = 0.001$). ADRC中的所有参数, 只有 b_{0i} 与被控对象有关, 代表了执行机构控制作用对系统动态特性影响的程度, 大多数情况下, b_{0i} 在0.1到10之间取值, 控制系统稳定。

待系统稳定后给活套系统加入一定幅值的外部扰动, 并与PID仿真结果进行比较, PID参数调节根据经验调出最理想曲线。

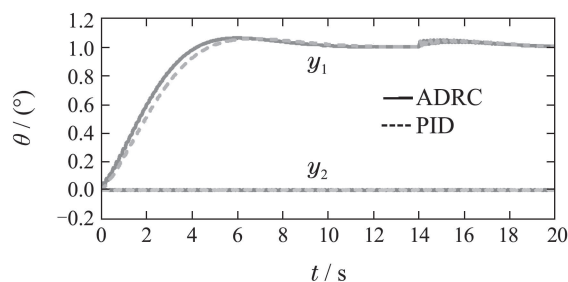
仿真中ADRC各个参数取值为: $k_1 = 100$, $k_2 = 2.7$, $b_{01} = 0.11$, $b_{02} = 9$, $\beta_{i1} = 1000$, $\beta_{i2} = 10000$ 。

PI各个参数为: $P_1 = 100$, $I_1 = 7000$, $P_2 = 0.09$, $I_2 = 0.1$ 。

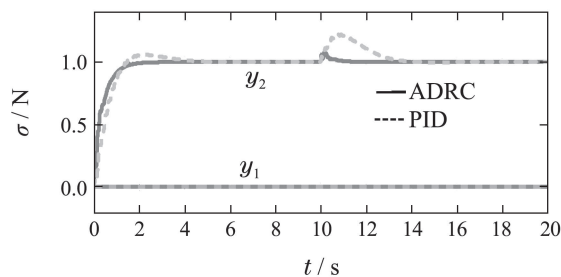
4.1 被控对象在标称状态下控制效果(Control effect of controlled object in nominal state)

在标称状态下, 对活套系统的高度和张力回路分别加单位阶跃响应, 仿真结果如图4所示. 可见, 在单位阶跃输入作用下, PID和ADRC输出响应

超调均小于5%, 没有稳态误差且有很好的跟踪能力. 在高度回路中, 相比于PID, 在ADRC控制下上升时间 t_r 减少14.3%, 超调量 $\delta\%$ 基本没变, 调节时间 t_s 减少10.6%; 在张力回路中, 相比于PID, 在ADRC控制下上升时间 t_r 减少30.8%, 超调量 $\delta\%$ 减少35.4%, 调节时间 t_s 减少48.8%, 具体指标值见表2。



(a) $r_1 = 1, r_2 = 0$



(b) $r_1 = 0, r_2 = 1$

图4 高度控制和张力控制响应曲线

Fig. 4 Response curve of height and tension control

表2 高度控制和张力控制响应曲线性能指标

Table 2 Performance index of response curve in height and tension control

参数	ADRC1	PID1	ADRC2	PID2
上升时间 t_r/s	4.2	4.9	0.9	1.3
超调量 $\delta/\%$	4.9	4.8	3.3	4.95
调节时间 t_s/s	10.1	11.3	2.2	4.3

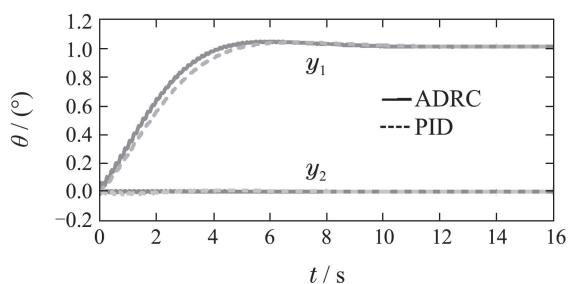
同时, 当系统稳定后分别给高度回路和张力的回路加阶跃扰动. 高度回路中: PID控制下扰动幅值为1.08, 恢复稳定时间为5.2 s; ADRC控制下扰动幅值为1.05, 恢复稳定时间为4.89 s. 张力回路中: PID控制下扰动幅值为1.21, 恢复时间为3.81 s; ADRC控制下扰动幅值为1.16, 恢复稳定时间为1.65 s。

结合图4和表1可以看出ADRC控制技术除了在响应速度、稳定性和超调量控制指标等优于PID控制技术, 在抗干扰性能上也优于PID。

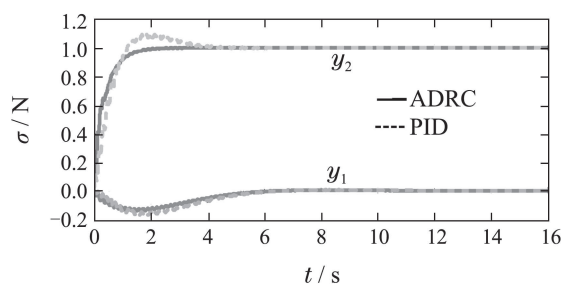
4.2 被控对象发生时变的控制效果(Control effect of time-varying control of controlled object)

在控制器参数和解耦器参数不变情况下, 分别

将被控对象中的 $\frac{\partial M_T}{\partial \sigma}$, $(1+f)$ 减少30%, 对应的高度回路和张力回路的响应曲线分别如图5-6, 响应曲线对应的具体指标值如表3所示.



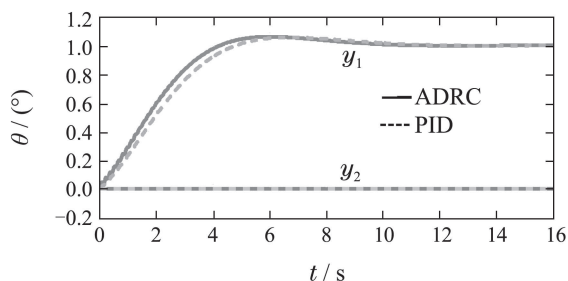
(a) $r_1 = 1, r_2 = 0$



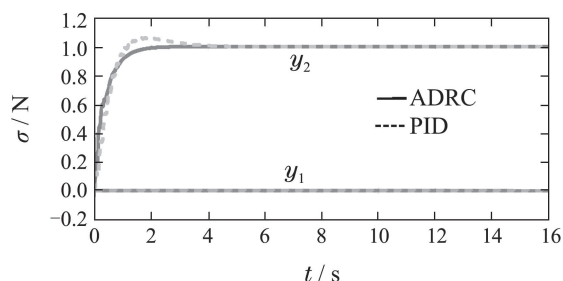
(b) $r_1 = 0, r_2 = 1$

图5 $\frac{\partial M_T}{\partial \sigma}$ 减少30%后高度控制和张力控制响应曲线

Fig. 5 The height and tension control curve after reducing 30% of $\frac{\partial M_T}{\partial \sigma}$



(a) $r_1 = 1, r_2 = 0$



(b) $r_1 = 0, r_2 = 1$

图6 $(1+f)$ 减少30%后高度和张力控制相应曲线

Fig. 6 The height and tension control curve after reducing 30% of $(1+f)$

通过图5-6响应曲线, 结合表2可看出, 当被控对象在一定范围内变化时, 从上升时间 t_r , 调节时间 t_s

等性能指标可以看出, 无论是高度回路还是张力回路, ADRC控制下都有较好的响应曲线. 可见, 相比于PID, ADRC控制技术不但具有良好的稳定性和鲁棒性, 也具有较好的定值跟踪特性.

表3 高度控制和张力控制相应曲线性能指标

Table 3 Performance index of response curve in height and tension control

		ADRC1	PID1	ADRC2	PID2
$\frac{\partial M_T}{\partial \sigma}$ 减少30%	上升时间	4.2	5.0	1.1	1.5
	超调量/%	7	6	8	9
	调节时间	10.9	12.8	4.2	5.3
$(1+f)$ 减少30%	上升时间	4.2	5.0	1.1	1.5
	超调量/%	7	6	8	9
	调节时间	10.9	12.8	4.2	5.3

5 结论(Conclusions)

本文通过对热连轧过程中电动活套系统动态过程的分析, 采用等腰三角形近似算法对活套套量进行建模, 采用角变换法对张力力矩建模, 详细推导出电动活套控制系统的数学模型. 应用自抗扰控制技术对电动活套系统的高度和张力进行控制和研究分析, 能够看出扩张状态观测器ESO可以对抗扰动、动态耦合等不确定因素进行补偿, ADRC控制技术的抗干扰性能等指标明显优于PID.

参考文献(References):

- [1] LIN Huifen, CHENG Li, WANG Gangxiang. Renewal of looping height control system of hot rolling mill of Wuhan Iron and Steel Co. [J]. *Metallurgical Industry Automation*, 1996, 1(1): 15-20. (林惠芬, 程立, 王刚祥. 武钢热连轧厂活套高度控制系统的更新 [J]. 冶金自动化, 1996, 1(1): 15-20.)
- [2] YANG Yongli. Mathematical model of loop height in continuous bar mill [J]. *Journal of Wuhan University of Science and Technology*, 2003, 26(4): 399-401. (杨永立. 棒材连轧活套高度数学模型 [J]. 冶金自动化, 2003, 26(4): 399-401.)
- [3] LI Zhuangju, SHI Xin, LIU Heping, et al. Modelling and control of hydraulic loop height nonlinear multi-variable systems [J]. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 2010, 32(10): 1353-1359. (李壮举, 石馨, 刘贺平, 等. 热连轧液压活套系统非线性多变量建模及控制 [J]. 北京科技大学学报, 2010, 32(10): 1353-1359.)
- [4] GUO Q, ZHANG H, ZONG S. On LADRC in hydraulic loop height decoupling control system [C] // *Proceedings of the 32nd Chinese Control Conference*. Xi'an: IEEE, 2013: 8412-8416.
- [5] RICCARDO F, FRANCESCO A, THOMAS P. Friction compensation in the interstand loop height of hot strip mills: a sliding-mode control approach [J]. *Control Engineering Practice*, 2008, 16(2): 214-224.
- [6] LIU Jie, SUN Yikang. *Computer Control of Hot Strip Mill* [M]. Xi'an: Machinery Industry Press, 1997.

- (刘杰, 孙一康. 计算机控制的热连轧 [M]. 西安: 机械工业出版社, 1997.)
- [7] ZHANG Xiaodong, YAO Xiaolan, WU Qinghe. Decentralized control of looper systems of hot strip rolling mills [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2011, 31(11): 1297 – 1301.
(张晓东, 姚小兰, 伍清河. 热连轧活套系统的分散控制 [J]. 北京理工大学学报, 2011, 31(11): 1297 – 1301.)
- [8] ZOU Jun, FU Xin, YANG Huayong. Investigation into looper control system for finishing mill [J]. *Journal of Zhejiang University*, 2007, 41(12): 2052 – 2057.
(邹俊, 傅新, 杨华勇. 精轧活套控制系统研究 [J]. 浙江大学学报, 2007, 41(12): 2052 – 2057.)
- [9] LI J, XIA Y, QI X, et al. Robust absolute stability analysis for interval nonlinear active disturbance rejection based control system [J]. *ISA Transactions*, 2017, 69(1): 122 – 130.
- [10] WANG Lijun, LI Qing, TONG Chaonan, et al. Overview of active disturbance rejection control for systems with time-delay [J]. *Control Theory & Applications*, 2013, 30(13): 1521 – 1533.
(王丽君, 李擎, 童朝南, 等. 时滞系统的自抗扰控制综述 [J]. 控制理论与应用, 2013, 30(13): 1521 – 1533.)
- [11] HAN Jingqing. *Active Disturbance Rejection Control Technique — the Control Technique for Estimating the Uncertainty of Compensation* [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2013.
(韩京清. 自抗扰控制技术——估计补偿不确定因素的控制技术 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2013.)
- [12] WANG L, LI Q, TONG C, et al. Active disturbance rejection control simulation toolbox in open-source software scilab/xcos [C] // *Open-Source Software for Scientific Computation*. Beijing: IEEE, 2011: 71 – 76.
- [13] WANG Lijun, TONG Chaonan, LI Qing, et al. A practical decoupling control solution for hot strip width and gauge regulation based on active disturbance rejection [J]. *Control Theory & Applications*, 2012, 29(11): 1471 – 1478.
(王丽君, 童朝南, 李擎, 等. 热连轧板宽板厚的实用自抗扰解耦控制 [J]. 控制理论与应用, 2012, 29(11): 1471 – 1478.)
- [14] XIA YQ, WU LQ, XU KK, et al. Active disturbance rejection control for uncertain multivariable systems with time-delay [C] // *Proceedings of the 23rd Chinese Control Conference*. Wuxi: IEEE, 2014: 55 – 60.
- [15] YIN S H. *Application of active disturbance rejection control in multivariable control system* [D]. Beijing: North China Electric Power University, 2007.
- [16] TANG Decui, GAO Zhiqiang, ZHANG Xuhong. Design of predictive active disturbance rejection controller for turbidity [J]. *Control Theory & Applications*, 2017, 34(1): 101 – 108.
(唐德翠, 高志强, 张绪红. 浊度大时滞过程的预测自抗扰控制器设计 [J]. 控制理论与应用, 2017, 34(1): 101 – 108.)

作者简介:

王丽君 (1971–), 女, 副教授, 博士, 主要研究方向为流程工业生产过程自动化、生产过程智能控制、智能优化等, E-mail: wanglj@ustb.edu.cn;

余苗 (1990–), 男, 硕士, 主要研究方向为工业生产过程中的自动化控制, E-mail: g20158546@xs.ustb.edu.cn;

李擎 (1971–), 男, 教授, 博士, 主要研究方向为智能控制理论及其在交流调速系统、混沌控制中的应用, E-mail: liqing@ies.ustb.edu.cn;

尹怡欣 (1957–), 男, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为复杂系统的建模与控制、智能控制与智能管理、流程工业自动化, E-mail: yyx@ies.ustb.edu.cn.