

基于鲁棒反馈线性化的联合收获机割台高度控制策略

庄肖波 李耀明

(江苏大学现代农业装备与技术教育部重点实验室, 镇江 212013)

摘要: 谷物联合收获机割台高度控制非常重要,有效的割台高度控制有助于提高喂入量的稳定性、降低整机各环节的负荷波动。本文提出一种基于鲁棒反馈线性化的割台高度控制策略,该方法可以使割台跟随地面起伏进行俯仰控制调节。首先,基于割台结构和动力学分析建立系统数学模型,选取正弦角度的近似约简条件,将多变量的复杂非线性系统线性转换为典型的非线性系统;通过分析传统的反馈线性化控制研究可控仿射的模型构建方法,在集成鲁棒优化设计控制器基础上,提出鲁棒反馈线性化(Robust feedback linearization, RFL),通过构建灵敏度方程、选取增益来稳定系统;选取液压控制机构,根据控制液压输出的电流参数设计为基于鲁棒反馈线性化控制系统的控制器。将传统的PID控制和本文提出的鲁棒反馈线性化控制进行对比实验,结果表明,在不同行驶速度、地形正弦振幅和地形周期条件下,鲁棒反馈线性化控制下的高度误差均小于传统的PID控制;以3种不同行驶速度在同一起伏地面上行进,鲁棒反馈线性化控制下的高度误差受行驶速度增加的影响小于传统的PID控制。

关键词: 联合收获机; 割台高度; 集成鲁棒优化设计; 鲁棒反馈线性化

中图分类号: S225.3 文献标识码: A 文章编号: 1000-1298(2020)11-0123-08 OSID: 

Header Height Control Strategy of Harvester Based on Robust Feedback Linearization

ZHUANG Xiaobo LI Yaoming

(Key Laboratory of Modern Agricultural Equipment and Technology, Ministry of Education, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China)

Abstract: In the operation of grain combine harvester, the height control of header is particularly important. Effective header height control helps to improve the stability of feeding amount and reduce the working load fluctuation of each link of the whole machine. A kind of header height control strategy based on robust feedback linearization was introduced, which made the header follow the ground fluctuation to adjust the pitch control, so as to achieve the purpose of consistent stubble height. Firstly, the mathematical model of the system was established based on the analysis of the structure and dynamics of the header, and the approximate condition of sinusoidal angle reduction was selected to linearize the multi-variable complex nonlinear system into a typical nonlinear system. The traditional feedback linearization control was analyzed, and the controllable affine model building method was studied. The reason that it lacked of robustness due to its high dependence on the identification accuracy of the system was obtained. Furthermore, based on the integrated robust optimal design (IROD) controller, the robust feedback linearization (RFL) was proposed, which stabilized the system by constructing the sensitivity equation and selecting the gain; furthermore, the robust feedback linearization was proposed according to the current parameters of hydraulic output, the controller was designed for the output of robust feedback linearization control system. In the contrast simulation experiment, the traditional PID control was compared with the proposed robust feedback linearization control. The height error under the robust feedback linearization control was smaller than that of the traditional PID control under the conditions of different driving speeds, sinusoidal amplitude and terrain period; and the robust feedback linearization was realized under the measured conditions of three different driving speeds on rolling ground. Therefore, compared with the traditional PID control, the robust feedback linearization controller had higher steady-

收稿日期: 2020-06-16 修回日期: 2020-08-13

基金项目: 国家重点研发计划项目(2016YFD0702004)和山东省重点研发计划项目(2019JZZY010729)

作者简介: 庄肖波(1973—),男,博士生,主要从事农业装备电气化及自动化研究,E-mail: zxb@just.edu.cn

通信作者: 李耀明(1959—),男,教授,博士生导师,主要从事现代农业机械设计及理论研究,E-mail: ymli@ujs.edu.cn

state accuracy and improved the consistency of stubble.

Key words: combine harvester; header height; integrated robust optimal design; robust feedback linearization

0 引言

联合收获机的使用大幅提高了谷物收获效率、减轻了劳动强度,并显著降低了农业生产对劳动力的需求。随着联合收获机的高速化、智能化发展,割台的自化控制得到了广泛研究^[1-3]。

割台高度控制最早出现在 20 世纪五六十年代^[4],早期涉及开关控制^[5],直到 20 世纪末,开关控制仍被认为是最先进的^[6]。比例控制被引入到 PID 控制器^[7-9],LQR^[10]和 LQG^[11-12]等二次型控制方法也得到大量研究。文献[13]分析了联合收获机割台高度控制中机械设备的基本限制因素,为了克服这些限制因素,文献[14-15]提出了机械参数与控制器同时设计的方法。反馈线性化是一种控制设计策略,可以用来设计非线性系统控制器^[16]。尽管反馈线性化具有良好的跟踪性能,但其主要局限性在于鲁棒性较差,因为反馈线性化过程需使用精确模型来消除动力学中的非线性。文献[17-18]使用 Lyapunov 考虑参数的不确定性,增强反馈线性化的鲁棒性,但这种方法需估计不确定性的界。另一种鲁棒反馈线性化方法是滑模控制^[19-20]。鲁棒反馈线性化控制非常适合于在工作点不能线性化的非线性系统。文献[21]提出了集成鲁棒优化设计(Integrated robust optimal design, IROD),该方法比 H_∞ ^[22]方法具有更好的跟踪性能,但目前研究主要集中在机械系统上,对液压控制系统的研究较少。为从液压执行器中获得期望的输出,需对液压系统动力学特性进行理想化,需设计一个单独的液压控制器。为使系统更具鲁棒性,可通过设计联合收获机割台高度液压控制系统的鲁棒反馈线性化控制器加以实现。

本文基于割台结构和动力学分析建立系统数学模型,选取正弦角度的近似约简条件,将多变量的复杂非线性系统转换为典型的非线性系统;分析传统的反馈线性化控制,在集成鲁棒优化设计(IROD)控制器基础上提出鲁棒反馈线性化(RFL),通过构建灵敏度方程、选取增益来稳定系统;选取液压控制机构,以控制液压输出的电流为控制系统的输出来设计控制器。最后,通过仿真实验和实物实验验证控制方法的有效性。

1 系统数学模型

建立割台动力学模型如图 1 所示。以球铰 O'

和切割器的两端 CD 建立割台平面。割台 $ABCD$ 在 O' 处通过球铰与机架铰接,两侧液压缸 MP 和 NQ 提供动力 F_M 和 F_N 。设割台绕 AB 的转角为 θ , CD 处安装切割器,使用传感器采集其两端离地面高度 z_1 和 z_2 。

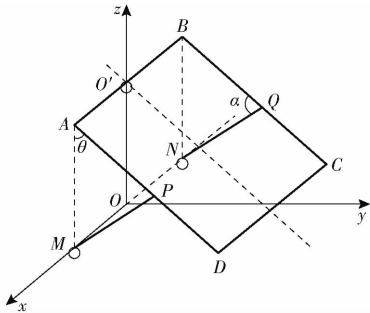


图 1 割台动力学模型

Fig. 1 Dynamic model of header

对图 1 所示模型进行动力学分析。考虑割台绕 AB 的俯仰运动,得到割台 yz 平面上的旋转动力学方程为

$$(F_M + F_N)l_1 \sin \alpha - \frac{1}{2}mgl \sin \theta - k \dot{\theta} = J_1 \ddot{\theta} \quad (1)$$

其中

$$\sin \alpha = \frac{h \sin \theta}{\sqrt{h^2 + l_1^2 - 2hl_1 \cos \theta}} \quad (2)$$

- 式中 k ——俯仰转动的等效阻尼系数
 J_1 ——割台俯仰的转动惯量
 m ——割台质量
 l ——点 A 与点 D 间长度
 l_1 ——点 A 与点 P 间长度
 α ——油缸轴与割台平面的夹角
 h ——点 A 与点 M 间高度

从传感器获得点 C 、 D 离地面高度,并满足

$$z_1 = -l \cos \theta + \frac{t}{2} \sin \theta \quad (3)$$

$$z_2 = -l \cos \theta - \frac{t}{2} \sin \theta \quad (4)$$

- 式中 z_1 ——点 C 离地面高度
 z_2 ——点 D 离地面高度
 t ——割台宽度,即点 C 、 D 间的距离

为简化运算,由于割台实际工作时转角的调整值 $\Delta \theta$ 较小,以 $\sin \Delta \theta \approx \Delta \theta$ 的近似条件进行线性化操作。将式(2)代入式(1),再对式(1)、(3)、(4)进行线性化,得

$$(\Delta F_M + \Delta F_N)l_1 \sin \alpha_s + (F_{M_s} + F_{N_s})P \Delta \theta - \frac{1}{2}mgl \cos \theta_s \Delta \theta - k \Delta \dot{\theta} = J_1 \Delta \ddot{\theta} \quad (5)$$

$$\Delta z_1 = l \sin \theta_s \Delta \theta + \frac{t}{2} \cos \theta_s \Delta \theta \tag{6}$$

$$\Delta z_2 = l \sin \theta_s \Delta \theta - \frac{t}{2} \cos \theta_s \Delta \theta \tag{7}$$

式中 α_s ——割台处于静态平衡状态时的 α

θ_s ——割台处于静态平衡状态时的 θ

P ——系数,为 θ_s 的函数

Δz_1 ——点 C 离地面高度变化量

Δz_2 ——点 D 离地面高度变化量

ΔF_M ——液压缸 MP 动力变化量

ΔF_N ——液压缸 NQ 动力变化量

F_{M_s} ——液压缸 MP 处于静态平衡时的 F_M

F_{N_s} ——液压缸 NQ 处于静态平衡时的 F_N

综合式(5)~(7),可建立割台模型为

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = [\Delta \theta \quad \Delta \dot{\theta}]^T \\ \mathbf{y} = [\Delta z_1 \quad \Delta z_2]^T \\ \mathbf{u} = [\Delta F_M \quad \Delta F_N]^T \end{cases} \tag{8}$$

可得到状态空间方程为

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \\ \mathbf{y} = \mathbf{C}\mathbf{x} \end{cases} \tag{9}$$

其中

$$\begin{cases} \mathbf{A} = \frac{1}{J_1} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ P(F_{M_s} + F_{N_s}) - \frac{1}{2} mgl \cos \theta_s & -k \end{bmatrix} \\ \mathbf{B} = \frac{l_1 \sin \theta_s}{J_1} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1 & 1 \end{bmatrix} \\ \mathbf{C} = \begin{bmatrix} l \sin \theta_s + \frac{t}{2} \cos \theta_s & 0 \\ l \sin \theta_s - \frac{t}{2} \cos \theta_s & 0 \end{bmatrix} \end{cases} \tag{10}$$

根据式(9)、(10)可得到方程

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}) + \mathbf{g}(\mathbf{x})\mathbf{u} \\ \mathbf{y} = \mathbf{h}(\mathbf{x}) \end{cases} \tag{11}$$

式中 $\mathbf{x}$ ——状态矢量 $\mathbf{u}$ ——矢量输入

$\mathbf{y}$ ——数量输出

由此得到一个典型的非线性系统,可进一步转换成输入输出的反馈线性化系统。

2 传统反馈线性化控制

在很多系统中,尤其是液压系统,为一个不可控的仿射系统,将式(11)表示为更一般的形式

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \\ \mathbf{y} = \mathbf{h}(\mathbf{x}) \end{cases} \tag{12}$$

但是,传统的反馈线性化技术不适用于这些系统。可以通过重新定义状态和状态方程,将原始系

统变成一个扩展的可控仿射系统。为此,系统引入一个新输入 $\mathbf{w}$, $\mathbf{w} = \dot{\mathbf{u}}$,并使 $\mathbf{u}$ 增加附加的变量状态 $\bar{\mathbf{x}}, \bar{\mathbf{x}} = [\mathbf{x}^T \quad \mathbf{u}^T]^T$ 。则可控仿射系统可表示为

$$\begin{cases} \dot{\bar{\mathbf{x}}} = \bar{\mathbf{f}}(\bar{\mathbf{x}}) + \bar{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{x}})\mathbf{w} \\ \mathbf{y} = \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) \end{cases} \tag{13}$$

其中

$$\begin{cases} \bar{\mathbf{x}} = \begin{bmatrix} \mathbf{x} \\ \mathbf{u} \end{bmatrix} \\ \bar{\mathbf{f}}(\bar{\mathbf{x}}) = \begin{bmatrix} \mathbf{f}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) \\ 0 \end{bmatrix} \\ \bar{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{x}}) = \begin{bmatrix} 0 \\ 1 \end{bmatrix} \end{cases} \tag{14}$$

则得到标准输入输出,进一步线性化设计可用于扩展系统。并根据时间 t 离散化输出 $\mathbf{y}$,可得

$$\dot{\mathbf{y}} = \frac{d\mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})}{dt} = L_f \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) + L_g \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})\mathbf{w} \tag{15}$$

其中 $L_f \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) = \frac{d\mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})}{dx} \bar{\mathbf{f}}(\bar{\mathbf{x}})$ $L_g \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) = \frac{d\mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})}{dx} \bar{\mathbf{g}}(\bar{\mathbf{x}})$

式中 $L_f \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})$ —— $\mathbf{h}$ 相对于 $\bar{\mathbf{f}}$ 的李氏微分

$L_g \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})$ —— $\mathbf{h}$ 相对于 $\bar{\mathbf{g}}$ 的李氏微分

如果 $L_g \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) = 0$,则输出变化率 $\dot{\mathbf{y}}$ 不依赖于输入 $\mathbf{w}$,而 $\dot{\mathbf{y}}$ 不可控。采用高阶导数,则有

$$\mathbf{y}^{(r)} = L_f^r \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) + L_g L_f^{r-1} \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})\mathbf{w} \tag{16}$$

其中, $L_g L_f^{r-1} \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) \neq 0$ 。注意,由于积分器作用于输入,扩展系统的相对阶为 $r = \rho + 1$,其中 ρ 是原始非仿射系统的相对阶。由此产生的线性化系统是一系列 r 积分器和转换后的输入 $\mathbf{v}$, $\mathbf{v}$ 定义为

$$\mathbf{v} = \mathbf{y}^{(r)} = L_f^r \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}}) + L_g L_f^{r-1} \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})\mathbf{w} \tag{17}$$

由式(17)可得,线性化反馈控制映射计算式为

$$\mathbf{w} = \dot{\mathbf{u}} = \frac{\mathbf{v} - L_f^r \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})}{L_g L_f^{r-1} \mathbf{h}(\bar{\mathbf{x}})} \tag{18}$$

$\mathbf{v}$ 可以参考信号 R 来选择,计算式为

$$\begin{aligned} \mathbf{v} = K(R - z) = K_1(R - y) + K_2 \frac{d(R - y)}{dt} + \cdots + \\ K_r \frac{d^{r-1}(R - y)}{dt^{r-1}} \end{aligned} \tag{19}$$

通过选择增益 $K_1, K_2, \cdots, K_r$ 来稳定系统。理论上,增益越高,跟踪性能越好,但增益过高会导致高频振荡或抖动,特别是在导数项较高的情况下,会导致不稳定。

3 鲁棒反馈线性化控制

反馈线性化控制器本质上缺乏鲁棒性,因式(18)计算的控制输入高度依赖于系统的识别准确度。如果系统方程中有不确定的参数,可能会影响反馈线性化控制器的稳定性。为了反馈线性化控制器选定的不确定参数具有更强的鲁棒性,可构建系统的灵

敏度动力学方程和调整控制输入,以尽量减少不确定参数的影响。

考虑具有不确定参数的线性系统

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = f(\mathbf{x}, b) + g(\mathbf{x}, b) \mathbf{w} \\ \mathbf{y} = h(\mathbf{x}, b) \end{cases} \quad (20)$$

其中, $b \in \mathbf{R}$ 是一个未知参数,也可以推广到 b 是多个未知参数向量的系统,本文将 b 假定为标量。

式(20)的灵敏度动力学可计算为

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}}_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, \mathbf{w}, b) = f_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) + g_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) \mathbf{w} \\ \mathbf{y}_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) = h_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) \end{cases} \quad (21)$$

式中 $\mathbf{x}_b$ ——灵敏度状态向量, $\mathbf{x}_b \in \mathbf{R}^n$

$\mathbf{y}_b$ ——输出灵敏度

下标 b 表示未知参数关于 b 的全导数,可以表达为

$$(\cdot)_b = \frac{\partial(\cdot)}{\partial b} + \frac{\partial(\cdot)}{\partial \mathbf{x}} \mathbf{x}_b \quad (22)$$

式(22)意味着控制输入 $\mathbf{w}$ 与未知参数 b 无关。在反馈控制的情况下不成立,因为输出用于控制输入计算,所以 $\mathbf{w}$ 间接依赖于参数。因此,还必须考虑 $\mathbf{w}$ 相对于 b 的导数,并要求将链式规则应用于式(19)的第2项。随系统方程增加的灵敏度动力学为

$$\begin{cases} \dot{\mathbf{x}} = f(\mathbf{x}, b) + g(\mathbf{x}, b) \mathbf{w} \\ \dot{\mathbf{x}}_b = f_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) + g_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) \mathbf{w} + g(\mathbf{x}, b) \mathbf{w}_b \\ \mathbf{y} = h(\mathbf{x}, b) \\ \mathbf{y}_b = h_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b, b) \end{cases} \quad (23)$$

其中 $\mathbf{w}_b = \frac{d\mathbf{w}}{db}$ 用于设计控制输入的变化量。

鲁棒反馈控制输入 $\mathbf{w}_b$ 是为了使系统灵敏度最小化,从而使系统更具鲁棒性。对于式(23)的系统,转换输入的灵敏度 v_b 计算式为

$$\mathbf{v}_b = \frac{d}{db} L_f^r h(\mathbf{x}, b) + \frac{d}{db} (L_g L_f^{r-1} h(\mathbf{x}, b) \mathbf{w}) \quad (24)$$

将链式规则应用于式(24)中的第2项,灵敏度变成

$$\mathbf{v}_b = L_f^r h_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b) + L_g L_f^{r-1} h_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b) \mathbf{w} + L_g L_f^{r-1} h(\mathbf{x}) \mathbf{w}_b \quad (25)$$

其中

$$\mathbf{w}_b = \dot{\mathbf{u}}_b = \frac{\mathbf{v}_b - L_f^r h_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b) - L_g L_f^{r-1} h_b(\mathbf{x}, \mathbf{x}_b) \mathbf{w}}{L_g L_f^{r-1} h(\mathbf{x})} \quad (26)$$

下标 b 遵循式(22)的约定。

因为所需灵敏度为0,所以选择 v_b 为

$$v_b = -K_{b_1} y_b - K_{b_2} \frac{dy_b}{dt} - \cdots - K_{b_r} \frac{d^{r-1} y_b}{dt^{r-1}} \quad (27)$$

选择增益 $K_{b_1}, K_{b_2}, \cdots, K_{b_3}$ 来稳定灵敏度。与标

称系统一样,理论上较高的增益会得到更好的跟踪性能,但过高的增益会导致高频振荡或抖动,特别是高阶导数。鲁棒反馈线性化控制系统的框图如图2所示。

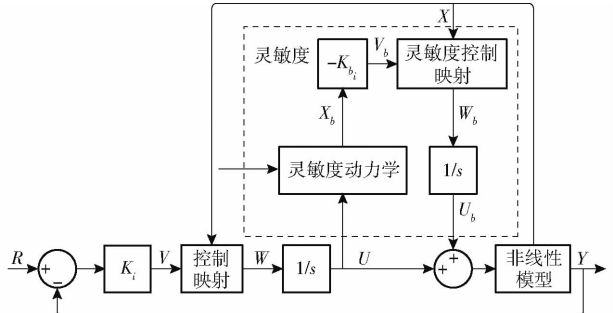


图2 一般控制非仿射系统的鲁棒反馈线性化控制结构
Fig. 2 Robust feedback linearization control structure for a general control non-affine system

4 基于鲁棒反馈线性化的控制器设计

割台高度控制由两个单独作用的液压机构驱动,每个由两个比例双向提升阀控制。一个阀控制从高压泵管路流入油缸的流量,而另一个阀控制流出油缸的流量。选择 HydraForce 公司的 SP16-20 型阀和 SP10-20 型阀。从 HydraForce 官网获得 SP16-20 型阀和 SP10-20 型阀性能流量曲线,并通过 Matlab 获得性能流量为

$$q = a_1 i + a_2 i \Delta p + a_3 i^2 + a_4 i^2 \Delta p \quad (28)$$

其中,可以用 n 维数组表示控制电流 i , m 维数组表示压差 Δp , $m \times n$ 维数组表示相应的流量 q 。 $a_1 \sim a_4$ 的拟合值如表1所示。

表 1 提升阀多项式方程常数		
Tab.1 Poppet valve polynomial equation constants		
参数	SP16-20 型	SP10-20 型
a_1	1.904×10^{-3}	1.791×10^{-5}
a_2	1.934×10^{-11}	2.192×10^{-12}
a_3	3.416×10^{-3}	3.518×10^{-3}
α_4	3.513×10^{-10}	1.279×10^{-10}

单作用液压执行机构的运动方程为

$$\dot{p} = \frac{\beta}{A_s X + V_0} (q - A_s V) \quad (29)$$

式中 X ——活塞位置 V ——活塞速度
 V_0 ——活塞初始速度
 β, A_s ——系数 p ——活塞压力

结合提升阀流量方程(28)和单作用气缸运动方程(29),可以找到液压运动方程。在组合方程式时,提升和降低割台,流体分别为流入和流出油缸。提升时,通过提升阀的压降为 $\Delta p = p_s - p$ 。降低时,如果液压储油器压力为零,则压降为 $\Delta p = p - p_t$ 或

$\Delta p = p$ 。此外,在这种情况下,式(29)的流速为负值。两种情况下都将使用单输入电流 i ;正值表示升高收割台,负值表示降低。由于式(28)的提升方程假定输入为正,因此在下降方程中使用符号 $\bar{i}$,其中 $\bar{i} = -i$ 。得到的方程为

$$\dot{p} = \begin{cases} \frac{\beta}{A_s X + V_0} (a_1 i + a_2 i(p_s - p) + a_3 \bar{i}^2 + a_4 i^2(p_s - p) - A_s V) & (i \geq 0) \\ \frac{-\beta}{A_s X + V_0} (a_1 \bar{i} + a_2 \bar{i} p + a_3 \bar{i}^2 + a_4 \bar{i}^2 p + A_s V) & (i < 0) \end{cases} \quad (30)$$

液压系统的输出是由液压缸提供的力,计算式为

$$F = p A_s \quad (31)$$

从液压运动方程出发,建立割台高度液压系统的状态空间模型为

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} V \\ \frac{1}{m}(p A_s - F_{\text{load}}) \\ \frac{\beta}{A_s X + V_0} [a_1 i + a_2 i(p_s - p) + a_3 \bar{i}^2 + a_4 i^2(p_s - p) - A_s V] \\ \text{or} \\ \frac{-\beta}{A_s X + V_0} (a_1 \bar{i} + a_2 \bar{i} p + a_3 \bar{i}^2 + a_4 \bar{i}^2 p + A_s V) \end{bmatrix} \quad (32)$$

其中 $\mathbf{x} = [X \quad V \quad p]^T$

根据牛顿第二运动定律得出 $\dot{V}$ 是质量 m 和液压缸上的外部负载 F_{load} 的函数。

利用式(31)中给出的液压系统进行 RFL 设计。首先,通过重新定义状态和输入,使系统成为仿射控制。设 $w = \frac{di}{dt}$, 其中 w 为系统新输入, i 为附加的状态变量。而 $\bar{\mathbf{x}} = [\mathbf{x}^T \quad i]^T$, 其中 $\bar{\mathbf{x}} \in \mathbf{R}^{n+1}$ 是扩展的状态向量。系统可以表示为控制仿射系统

$$\begin{bmatrix} \dot{X} \\ \dot{V} \\ \dot{p} \\ \dot{i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V \\ \frac{1}{m}(p A_s - F_{\text{load}}) \\ \frac{\beta}{A_s X + V_0} [a_1 i + a_2 i(p_s - p) + a_3 \bar{i}^2 + a_4 i^2(p_s - p) - A_s V] \\ \text{or} \\ \frac{-\beta}{A_s X + V_0} (a_1 \bar{i} + a_2 \bar{i} p + a_3 \bar{i}^2 + a_4 \bar{i}^2 p + A_s V) \\ 0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} w \quad (33)$$

式(33)中的系统与式(13)的形式相同。通过

取李氏微分,发现其相对度 r 为 2。微分可以形成一个线性化系统,该系统由 2 个积分器级联而成,最终导数集等于 $v = L_f^2 h(\bar{\mathbf{x}}) + L_{\bar{g}} L_f h(\bar{\mathbf{x}}) w$ 。控制输入计算式为

$$w = \frac{v - L_f^2 h(\bar{\mathbf{x}})}{L_{\bar{g}} L_f h(\bar{\mathbf{x}})} \quad (34)$$

将期望力和实际力之间的误差最小化

$$v = K_1 (F_{\text{desired}} - F_{\text{actual}}) + K_2 \frac{d(F_{\text{desired}} - F_{\text{actual}})}{dt} \quad (35)$$

根据式(35)和实验,选择增益为: $K_1 = 10^5$ 和 $K_2 = 10^3$ 。

为了调整输入电流对不确定性的影响,使控制器更具鲁棒性,计算了对不确定参数的灵敏度。选取不确定参数为液压流体体积模量。为了计算灵敏度动态,根据式(22),将等式(33)中的系统与 β 区分开来。为了使灵敏度最小,对增敏系统进行反馈线性化。得到 w_b 最简单的方法是对式(34)直接关于 β 微分,然后求解 w_b 可得

$$w_b = -K_{b_1} F_b - K_{b_2} \frac{dF_b}{dt} \quad (36)$$

根据式(36)设计稳定灵敏度输出。系统选择的增益为: $K_{b_1} = 4 \times 10^6$ 和 $K_{b_2} = 4 \times 10^4$ 。

5 实验

在 Matlab 的 Simulink 中建立了联合收获机割台提升系统的闭环控制系统。如图 3 所示,本文提出的鲁棒反馈线性化(RFL)方法与集成鲁棒优化设计(IROD)方法相结合,设计联合收获机割台高度自动控制控制器。其目标是联合收获机向前移动时,提高收割台对地形的跟踪性能,同时优化控制输入,使其对不确定参数具有鲁棒性。机械系统的控制器基于 IROD 方法。鲁棒反馈线性化(RFL)系统框图如图 4 所示。

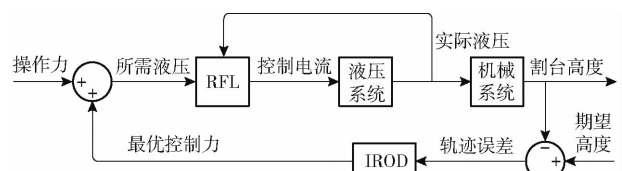


图 3 收获机割台高度控制的仿真系统框图

Fig. 3 Block diagram of simulation system for header height control of harvester

该系统包括文献[16]中设计的集成鲁棒优化设计(IROD)控制器、本文设计的鲁棒反馈线性化(RFL)控制器以及使用 SimScape 环境的液压和机械设备模型,将其建模为振幅和频率变化的正弦输入,由于正弦频率是车辆行驶速度和地形剖面的函

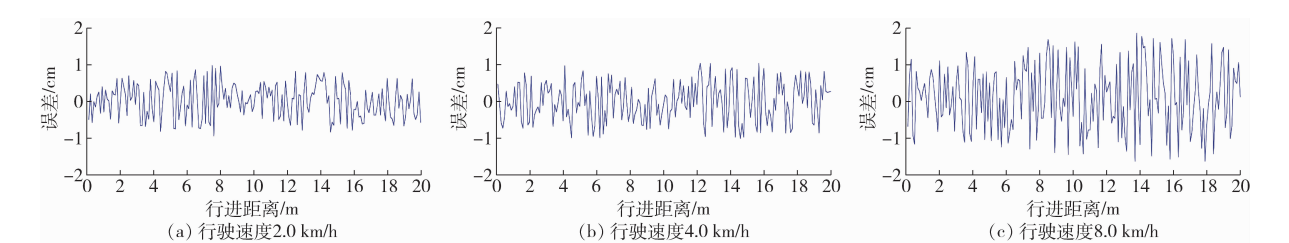


图 8 PID 控制系统高度误差曲线

Fig. 8 Height error curve based on IROD/RFL

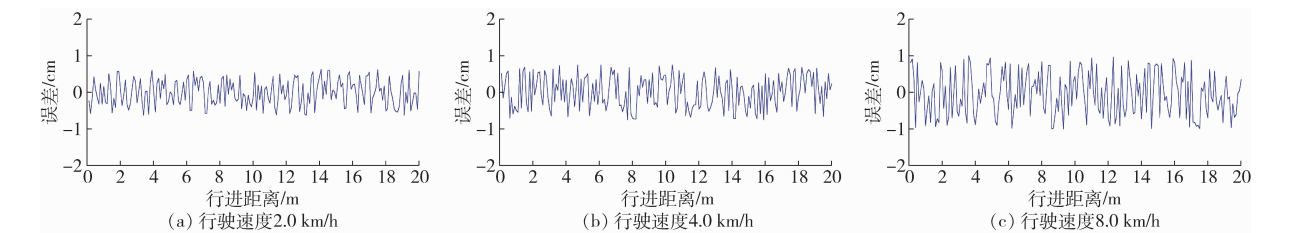


图 9 IROD/RFL 控制系统高度误差曲线

Fig. 9 Height error curves based on IROD/RFL control

表 3 PID 控制器和 IROD/RFL 控制器高度误差均方根		
Tab. 3 RMS of height error of PID and IROD/RFL		
行驶速度/($\text{km}\cdot\text{h}^{-1}$)	均方根/cm	
	PID 控制器	IROD/RFL 控制器
2.0	0.447	0.362
4.0	0.538	0.443
8.0	0.902	0.589

6 结论

(1)传统的反馈线性化技术不适用于不可控的仿射系统。通过重新定义状态和状态方程,可将不可控的原始系统转换为扩展的可控仿射系统。

(2)控制系统输入依赖于系统参数的准确度,使反馈线性化控制器鲁棒性较差。增加系统的灵敏

度动力学和调整控制输入可使反馈线性化控制器对选定的不确定参数具有更强的鲁棒性。

(3)割台高度调节反馈由集成鲁棒优化设计决定最优控制力,利用鲁棒反馈线性化控制液压流量输出,能够有效提高系统的鲁棒性。

(4)随着行驶速度、地形振幅的增加,传统 PID 控制和 IROD/RFL 控制下的割台高度误差均随之增大;在相同仿真条件下 IROD/RFL 控制下的误差均小于传统 PID 控制下的误差。在不同行驶速度下,IROD/RFL 控制的高度误差均小于 PID 控制的误差,并且误差受行驶速度增加的影响较小。本文提出的 IROD/RFL 的高度控制方法比基于传统 PID 高度控制具有明显的优势。

参 考 文 献

[1] LEE Y S, JANG B E, KIM Y J, et al. Structural analysis of the transportation and the power transmission parts for design of a self-propelled and small-sized Chinese cabbage harvester[C]//Detroit, Michigan, 2018.

[2] 陈翠英,王新忠,何增富. 谷物联合收获机油菜收获割台的设计[J]. 农业机械学报,2003,34(5):54-56.

CHEN Cuiying, WANG Xinzong, HE Zengfu. Design of header for rape harvesting using grain combine harvester[J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery,2003,34(5):54-56. (in Chinese)

[3] 梁苏宁,金诚谦,张奋飞,等. 4LZG-3.0 型谷子联合收获机的设计与试验[J]. 农业工程学报,2015,31(12):31-38.

LIANG Suning, JIN Chengqian, ZHANG Fenfei, et al. Design and experiment of 4LZG-3.0 millet combine harvester[J]. Transactions of the CSAE,2015,31(12):31-38. (in Chinese)

[4] MENEZES P C, SILVA R P, CARNEIRO F M, et al. Can combine headers and travel speeds affect the quality of soybean harvesting operations[J]. Revista Brasileira de Engenharia Agricolae Ambiental, 2018, 22(10):732-738.

[5] KAMINSKI T L, ZOERB G C. Automatic header-height control for grain crops[J]. Transactions of the ASABE, 1965, 8(2):284-287.

[6] LOPES G T, MAGALHAE P S, NOBREGA E G. AE-automation and engineering technologies: optimal header height control system for combine harvesters[J]. Biosystems Engineering, 2002, 81(3):261-272.

[7] DANIEL D. Development of an automatic height control system for wig crafts[J]. IFAC Proceedings Volumes, 2008, 41(2):1088-1092.

[8] 陈进,汪树青,练毅. 稻麦联合收获机割台参数按键电控调节装置设计与试验[J]. 农业工程学报,2018,34(16):19-26.

CHEN Jin, WANG Shuqing, LIAN Yi. Design and test of header parameter keys electric control adjusting device for rice and wheat combined harvester[J]. Transactions of the CSAE, 2018, 34(16):19-26. (in Chinese)

[9] 冯慧敏,高娜娜,孟志军,等. 基于自动导航的小麦精准对行深施追肥机设计与试验[J/OL]. 农业机械学报,2018,49(4):60-67.

FENG Huimin, GAO Na'na, MENG Zhijun, et al. Design and experiment of deep fertilizer applicator based on autonomous navigation for precise row-following[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery,2018,49(4):60-

67. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?file_no=20180407&flag=1. DOI:10.6041/j.issn.1000-1298.2018.04.007. (in Chinese)
- [10] XIE Y, ALLEYNE A G, GREER A, et al. Fundamental limits in combine harvester header height control[J]. Journal of Dynamic Systems Measurement and Control-Transactions of the ASME, 2013, 135(3): 34503.
- [11] XIE Y, ALLEYNE A G. Two degrees of freedom control for combine harvester header height control[C]//ASME 2012 5th Annual Dynamic Systems and Control Conference Joint with the JSME 2012 11th Motion and Vibration Conference, 2012: 539–547.
- [12] 胡焉为, 苗玉彬. 叶菜收获机割台高度控制策略[J]. 东华大学学报(自然科学版), 2018, 44(4): 646–651, 657.
HU Yanwei, MIAO Yubin. Control strategy leaf vegetable harvest header height [J]. Journal of Donghua University (Natural Science), 2018, 44(4): 646–651, 657. (in Chinese)
- [13] LIU H, REIBMA A R, AULT A C, et al. Video-based prediction for header-height control of a combine harvester [C]// 2019 IEEE Conference on Multimedia Information Processing and Retrieval (MIPR), 2019: 310–315.
- [14] TULPUL P, KELKAR A. Integrated robust optimal design (IROD) of header height control system for combine harvester [C]// 2014 American Control Conference, 2014: 2699–2704.
- [15] XIE Y, ALLEYNE A G. Integrated plant and controller design of a combine harvester system [C]// ASME 2011 Dynamic Systems and Control Conference and Bath/ASME Symposium on Fluid Power and Motion Control, DSCC 2011: 819–825.
- [16] PRENTICE P, SONG J H. Non-linear acoustic emissions from therapeutically driven microbubbles [J]. Journal of the Acoustical Society of America, 2018, 144(3): 1825.
- [17] CUI Mingyue, WU Zhaojing. Stochastic modeling and control of manipulator with elastic joint actuated by DC-motors [C]// 2017 36th Chinese Control Conference (CCC), 2017: 1949–1954.
- [18] WU H. Adaptive robust control of uncertain dynamical systems with multiple time-varying delays [J]. Iet Control Theory and Applications, 2010, 4(9): 1775–1784.
- [19] XIAN B, DIAO C, ZHAO B, et al. Nonlinear robust output feedback tracking control of a quadrotor UAV using quaternion representation [J]. Nonlinear Dynamics, 2015, 79(4): 2735–2752.
- [20] ASIF M, KHAN M J, CAI N. Adaptive sliding mode dynamic controller with integrator in the loop for nonholonomic wheeled mobile robot trajectory tracking [J]. International Journal of Control, 2014, 87(5): 964–975.
- [21] BORTZ M, MAAG V, SCHWIENTEK J, et al. Decision support by multicriteria optimization in process development; an integrated approach for robust planning and design of plant experiments [J]. Computer-Aided Chemical Engineering, 2015, 37: 2063–2068.
- [22] 王启明, 苏建, 高大威, 等. 冗余驱动并联机构动力学模型 TVC 优化 H_∞ 鲁棒控制[J/OL]. 农业机械学报, 2019, 50(5): 403–412.
WANG Qiming, SU Jian, GAO Dawei, et al. H_∞ control of TVC optimization based on redundant actuated parallel manipulator dynamics modeling[J/OL]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2019, 50(5): 403–412. http://www.j-csam.org/jcsam/ch/reader/view_abstract.aspx?file_no=20190546&flag=1. DOI:10.6041/j.issn.1000-1298.2019.05.046. (in Chinese)

(上接第 122 页)

- [10] 周宏平, 许林云, 茹煜, 等. 燃烧室柱部直径对脉动发动机工作特性的影响研究[J]. 航空动力学报, 2005, 30(3): 477–482.
ZHOU Hongping, XU Linyun, RU Yu, et al. Effect of the combustion chamber cylindrical section diameter on the pulse-jet engine performance[J]. Journal of Aerospace Power, 2005, 30(3): 477–482. (in Chinese)
- [11] DATTA S, MONDAL S, MUKHOPADHYAY A, et al. An investigation of nonlinear dynamics of a thermal pulse combustor [J]. Combustion Theory and Modelling, 2009, 13(1): 17–38.
- [12] ANAND V, JODELE J, KNIGHT E, et al. Dependence of pressure, combustion and frequency characteristics on valved pulsejet combustor geometries[J]. Flow Turbulence and Combustion, 2018, 100(3): 829–848.
- [13] 杜治平, 周宏平, 许林云. 脉冲喷气发动机进气噪声控制技术研究[J]. 中华卫生杀虫药械, 2009, 15(6): 464–466.
DU Zhiping, ZHOU Hongping, XU Linyun. Study on noise control of pulse-jet engine[J]. Chinese Journal of Hygienic Insecticides & Equipments, 2009, 15(6): 464–466. (in Chinese)
- [14] LI G, ZHOU H, CEN K. Characteristics of acoustic behavior, combustion completeness and emissions in a Rijke-type combustor[J]. Applied Thermal Engineering, 2008, 28(17–18): 2144–2149.
- [15] MING Z, LI G, ZE W, et al. Ignition process in a Helmholtz-type valveless self-excited pulse combustor[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2017, 88: 187–193.
- [16] 许林云. 脉动发动机排放物的分析研究[J]. 林业机械与木工设备, 2009, 37(10): 20–23.
XU Linyun. Analysis and study of emissions from pulse engines[J]. Forestry Machinery & Woodworking Equipment, 2009, 37(10): 20–23. (in Chinese)
- [17] MARTINS C A, CARVALHO J A, VERAS C A G, et al. Experimental measurements of the NO_x and CO concentrations operating in oscillatory and non-oscillatory burning conditions[J]. Fuel, 2006, 85(1): 84–93.
- [18] JADIDI M, MOGHADDEMEJAD S, DOLATABADI A. Penetration and breakup of liquid jet in transverse free air jet with application in suspension-solution thermal sprays[J]. Materials & Design, 2016, 110: 425–435.
- [19] HERRMANN M. The influence of density ratio on the primary atomization of a turbulent liquid jet in crossflow [J]. Proceeding of the Combustion Institute, 2011, 33(2): 2079–2088.
- [20] 刘静, 徐旭. 高速气流中横向液体射流雾化研究进展[J]. 力学进展, 2009, 39(3): 273–282.
LIU Jing, XU Xu. The research development of liquid jet atomization in high speed crossflow[J]. Advances in Mechanics, 2009, 39(3): 273–282. (in Chinese)
- [21] 谢翔燕. 脉动气流雾化模型与试验[D]. 北京: 中国农业大学, 2004.
XIE Xiangyan. Model and experiment of pulsating airflow atomization[D]. Beijing: China Agricultural University, 2004. (in Chinese)
- [22] WU Z, YUE L, LI Z, et al. Pulse combustion spray drying of egg white: energy efficiency and product quality[J]. Food and Bioprocess Technology, 2015, 8(1): 148–157.