

DOI: 10.13973/j.cnki.robot.170560

## 高精度重载搅拌摩擦焊机器人设计与运动控制

宛敏红<sup>1,2</sup>, 周维佳<sup>1</sup>, 骆海涛<sup>1</sup>, 田远征<sup>1</sup>

(1. 中国科学院沈阳自动化研究所机器人学国家重点实验室, 辽宁 沈阳 110016; 2. 中国科学院大学, 北京 100049)

**摘要:** 针对高强度大型复杂曲面零件的高精度搅拌摩擦焊需求, 研制开发了一种重载搅拌摩擦焊 (friction stir welding, FSW) 机器人. 为使机器人具有大工作空间与灵巧作业能力, 选择串联机构作为机器人构型, 并阐述了高精度重载机构的设计与刚度校核方法. 推导了腕关节含间隙的动力学模型, 提出了双电机消隙控制方法, 并对不同负载与偏置电流下的消隙效果进行了仿真分析, 结果显示主动消隙方法能有效抑制传动间隙造成的位置波动与误差. 为消除  $z$  轴在自重与焊接力作用下的挠度变形, 提出了一种挠度主动补偿方法, 构建了动力学模型与控制策略, 仿真结果显示挠度补偿系统能快速有效地抑制挠度造成的轨迹误差. FSW 机器人样机焊接实验表明, 所提出的机器人在重载作业中能够实现高精度的轨迹控制.

**关键词:** 搅拌摩擦焊机器人; 重载; 高精度; 双电机消隙; 挠度补偿

中图分类号: TP242

文献标识码: A

文章编号: 1002-0446(2018)-06-0817-08

### Design and Motion Control of the High Precision Heavy Load Friction Stir Welding Robot

WAN Minhong<sup>1,2</sup>, ZHOU Weijia<sup>1</sup>, LUO Haitao<sup>1</sup>, TIAN Yuanzheng<sup>1</sup>

(1. The State Key Laboratory of Robotics, Shenyang Institute of Automation, Chinese Academy of Sciences, Shenyang 110016, China;

2. University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China)

**Abstract:** To meet the high precision demand of friction stir welding (FSW) for high strength large parts with complex surface, a heavy load FSW robot is developed. In order to make the robot have large working space and dexterous operation ability, the serial mechanism is chosen as the robot configuration, and the design and stiffness checking method of the high precision mechanism under heavy load are elaborated. Dynamic model of the wrist joint with clearance is deduced, and the dual motor backlash elimination control method is proposed. Backlash elimination effect simulations for different loads and bias currents are carried out, and the results show that the active backlash elimination method can effectively suppress the position fluctuation and error caused by the transmission backlash. Furthermore, in order to eliminate the deflection deformation of the  $z$  axis under the action of self weight and welding force, a deflection active compensation method is proposed, and the dynamic model and control strategy are constructed. The simulation results show that the trajectory errors caused by deflection deformation can be quickly and effectively suppressed by the deflection compensation system. The FSW robot prototype experiment shows that the robot can realize high precision trajectory control under heavy load.

**Keywords:** friction stir welding robot; heavy load; high precision; dual motor backlash elimination; deflection compensation

## 1 引言 (Introduction)

搅拌摩擦焊是一种固态连接技术, 具有低孔隙率、高强度力学特性、无填充剂等优点, 已广泛应用于航空、航天、船舶、轨道交通、汽车等各个领域<sup>[1-2]</sup>. 搅拌摩擦焊的原理是通过高速旋转的搅拌针作用于零件接缝处, 使材料软化并通过搅拌针轴肩对焊缝锻造成型, 从而实现固态连接. 搅拌摩擦

焊面临的挑战是在加工过程中会产生较大的焊接力, 且工艺参数波动大, 因此对加工设备的性能要求较高. 目前生产搅拌摩擦焊设备的厂家主要有英国 ESAB 公司、日本 Hitachi 公司、上海航天设备制造总厂以及北京赛福斯特公司等.

搅拌摩擦焊设备从结构形式上可分为台式、龙门式和机器人式等多种类型, 从功能上又可分为专用型设备与通用型设备, 本文采用从功能上分类介

绍其概况。专用型搅拌摩擦焊设备针对特定产品设计,主要应用于航空、航天、军工等重要领域,造价昂贵,一般具有高承载力、高刚度的特点,但通用性差,能焊接的焊缝形式有限。通用型搅拌摩擦焊设备通常基于普通数控机床或工业机器人改造而成,造价低、通用性好,特别是基于工业机器人改造成的搅拌摩擦焊设备灵活性好,可焊接空间任意曲线焊缝,因此得到了广泛应用。通用型搅拌摩擦焊设备的缺点是承载力有限、刚度低,通常需要利用轴向力控制对弹性变形造成的轨迹误差进行补偿。轴向力的获取可以通过力传感器直接测量<sup>[3-6]</sup>,或采用估算方法得到<sup>[7-8]</sup>,前者的特点是成本高、精度高,后者的特点是成本低,但力估算复杂,易造成实时性差。轴向力控制能改善低刚度设备的焊缝质量,如文[7]中针对工业机器人搅拌摩擦焊的柔性变形补偿,理想情况下能将轨迹误差从4.8 mm降低到0.078 mm。轴向力控制方法的缺点是适用工况有限、易发生振荡与失稳,因此难以得到高质量、稳定性好的焊缝。

航空航天领域的高强度大型曲面零件对焊缝精度要求极高,如果焊后再进行切削加工以此提高焊件精度与表面质量,加工难度将极大,因此要求将搅拌摩擦焊作为末道精加工工序。为实现高强度大型曲面零件的高精度焊接,要求焊接设备具备以下主要特征:1)高承载力,以适用于高强度材料的焊接;2)高刚度,在重载下弹性变形较小;3)各运动轴与整机均需实现精确的运动控制;4)灵巧作业能力,以满足复杂曲线焊缝的轨迹规划;5)大工作空间。显然,基于普通数控机床或工业机器人技术的焊接设备在承载能力与刚度特性上难以满足上述要求。另外,目前虽有很多专用重载搅拌摩擦焊设备在各领域的应用报道,但鲜有系统介绍设备设计与控制方面的文献。故本文针对高强度大型曲面零件的高精度焊接需求,将高承载力、高刚度特征与机器人的灵巧性相结合,提出一种新型的搅拌摩擦焊机器人,并详细阐述其重载作业下的高精度轨迹实现方法。

## 2 搅拌摩擦焊机器人结构设计与刚度分析 (The structure design and stiffness analysis of FSW robot)

### 2.1 结构设计

提出的搅拌摩擦焊机器人系统如图1所示,由3自由度直角坐标臂、2自由度腕关节以及2自由度搅拌头组成,其中搅拌头为焊接工具。搅拌摩擦

焊的作业过程是通过辅助工装将焊件固定于转台上,搅拌头将搅拌针插入焊缝进行旋转运动,然后机器人各轴联动以实现空间任意曲线焊缝的焊接。同时选择串联构型实现大工作空间灵巧作业。

机器人前3个关节为平移关节,传动链为伺服电机—行星减速机—滚珠丝杠,对丝杠采用双螺母消除,原理如图2所示,即通过使2个螺母在相反方向分别与丝杠压紧接触,从而消除传动间隙。另外,为了得到高刚度特性,x、y与z轴均采用双排或多排重载滚动导轨支撑,并且y轴利用吊丝配重来卸除z轴重力对y轴传动部件的影响。

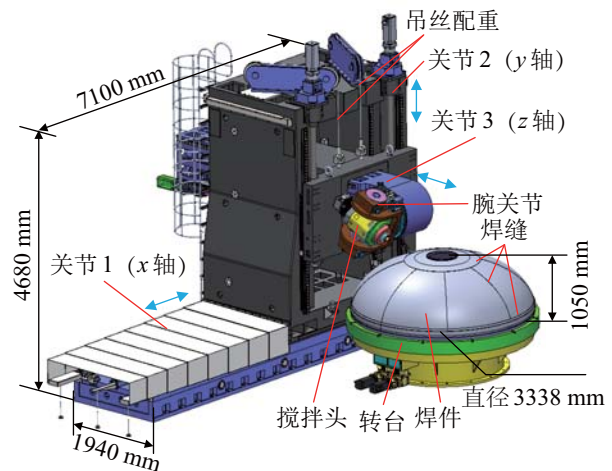


图1 搅拌摩擦焊机器人系统

Fig.1 FSW robot system

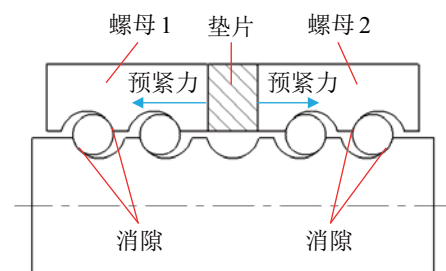


图2 双螺母消除原理

Fig.2 The backlash elimination principle of the double nut

2自由度腕关节如图3所示,2轴均采用双电机驱动,传动链均为伺服电机—行星减速机—同步带—蜗杆蜗轮副,其中关节4通过2个蜗杆驱动1个蜗轮以带动关节5整体运动,关节5通过2对蜗杆蜗轮副共同驱动搅拌头运动。另外,2个关节均采用转台轴承以得到高刚度支撑特性。双电机驱动的一个突出优势是可以进行主动消除控制<sup>[9-11]</sup>。

搅拌头如图4所示,其功能是将搅拌针插入或拔出焊缝并旋转搅拌针,同时通过轴肩给焊缝施加锻造力。其中进给自由度采用3个电机同步驱动,旋转自由度采用大功率主轴电机直接驱动。

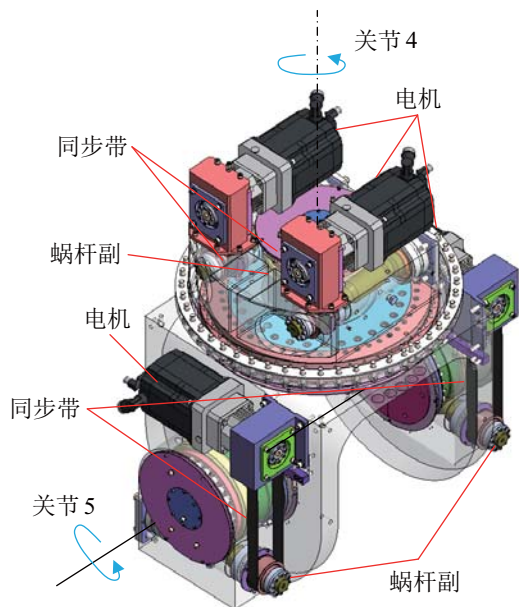


图 3 腕关节设计  
Fig.3 The design of wrist joint

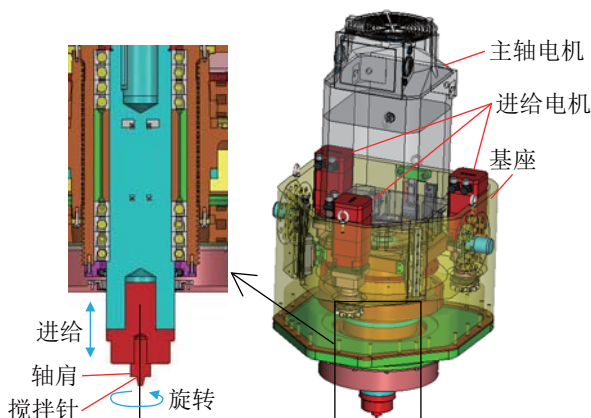


图 4 搅拌头设计  
Fig.4 The design of the stir head

2.2 刚度特性分析

机器人  $z$  轴为悬臂结构, 伸展越长, 受力工况越恶劣. 以图 1 所示焊件为例, 当机器人对焊件顶部焊缝作业时,  $z$  轴接近满行程位置, 这是机器人最恶劣的工况, 现对此工况下的机器人刚度特性进行校核计算. 给搅拌针施加焊接力: 锻造力  $F_n = 35000\text{ N}$ 、推进阻力  $F_r = 12000\text{ N}$  以及阻力矩  $T_s = 270\text{ N}\cdot\text{m}$ , 如图 5 所示. 通过有限元计算, 在搅拌针处得到由机器人结构变形造成的位移, 如图 6 所示, 搅拌针轴肩在笛卡儿坐标系  $x_0y_0z_0$  中  $x$  轴方向的位移为  $-0.053\text{ mm}$ ,  $y$  轴方向的位移为  $-0.074\text{ mm}$ ,  $z$  轴方向的位移为  $-0.014\text{ mm}$ , 综合位移为  $0.0924\text{ mm}$ , 综合位移在法线方向  $n$  上的分量值为  $0.0856\text{ mm}$ , 可见系统刚度较理想. 因为在  $y$  轴方向的变形分量绝对值最大, 且为负值, 所以

机器人  $z$  轴上的自重对系统变形起主导作用.

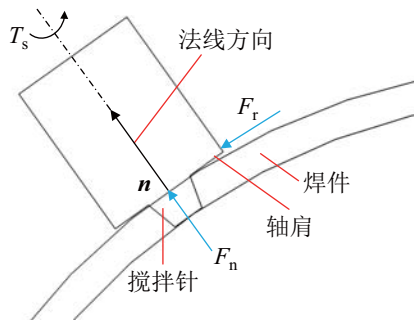


图 5 机器人受力分析  
Fig.5 Force analysis of FSW robot

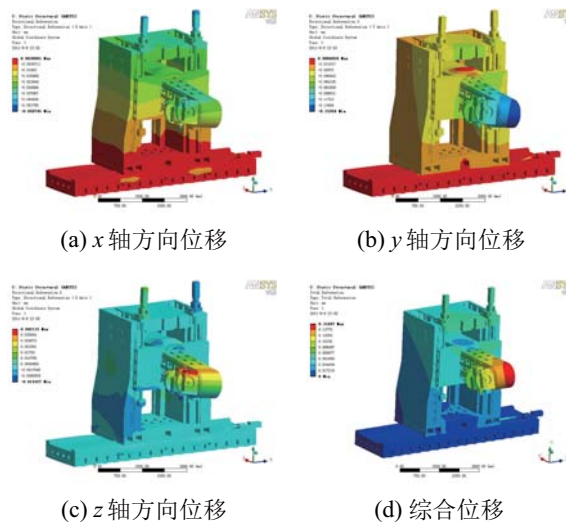


图 6 搅拌摩擦焊机器人刚度特性分析  
Fig.6 The stiffness characteristics analysis of FSW robot

3 腕关节双电机消隙控制 (Dual motor backlash elimination control for wrist joints)

3.1 动力学建模

腕关节做旋转运动, 其传动间隙经过臂杆会几何放大, 在机器人末端产生较大的轨迹误差, 因此对腕关节进行消隙很重要. 以关节 4 为例分析双电机主动消隙控制方法. 只考虑与负载直接相连的蜗杆蜗轮副齿隙. 关节 4 双电机主动消隙原理如图 7 所示, 通过在主从电机之间设置偏置力矩, 使蜗轮在换向过程中主、从蜗杆分别从相反方向对蜗轮施加力矩, 从而消除在换向过程中的传动间隙, 而在换向后双电机又可以向同一方向施加力矩.

将传动链中各部件的转动惯量等效到电机端, 各部件的刚度与阻尼等效到蜗轮端, 则关节 4 的动力学模型如图 8 所示. 其中,  $J_{m1}$ 、 $J_{m2}$  分别为主、从电机转动惯量,  $T_{m1}$ 、 $T_{m2}$  分别为主、从电机转矩,

$\theta_{m1}$ 、 $\theta_{m2}$  分别为主、从电机转角,  $N_b$  为行星减速机减速比,  $N_w$  为蜗杆蜗轮副减速比,  $k$  为蜗轮输出端刚度,  $d$  为蜗轮输出端阻尼,  $2b$  为在蜗轮端测得的齿隙,  $J_L$  为蜗轮 (带负载) 的转动惯量,  $T_L$  为负载转矩,  $\theta_L$  为蜗轮转角, 另外同步带副减速比为 1:1. 用下标 1、2 区别主、从驱动, 若不需要区别主、从驱动则省略下标.

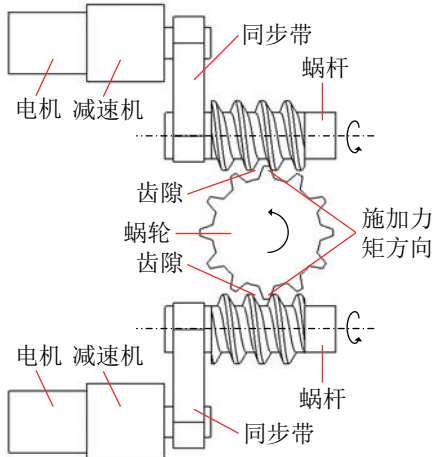


图 7 关节 4 双电机消除原理

Fig.7 Dual motor backlash elimination principle of joint 4

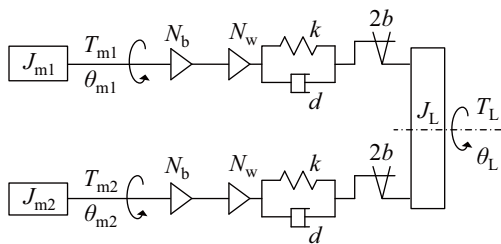


图 8 关节 4 的动力学模型

Fig.8 The dynamic model of joint 4

首先对单驱动系统进行数学建模, 省略下标, 电机电枢回路方程为

$$u = Ri + Li + K_m \dot{\theta}_m \quad (1)$$

其中,  $u$  为输入电压,  $R$  为电阻,  $L$  为电感,  $i$  为电流,  $K_m$  为反电动势系数.

电机转矩方程为

$$T_m = K_T i \quad (2)$$

其中,  $K_T$  为电机电磁转矩系数.

将系统等效成电机与蜗杆直连, 则蜗杆蜗轮副的受力如图 9 所示<sup>[12]</sup>,  $F_N$  为蜗杆蜗轮副啮合法向作用力,  $\beta$  为压力角,  $\gamma$  为导程角,  $r_w$  为蜗杆分度圆半径,  $r_L$  为蜗轮分度圆半径.

蜗杆动力学模型

$$J_m \ddot{\theta}_m = T_m - r_w F_N \cos \alpha \sin \gamma / N_b \quad (3)$$

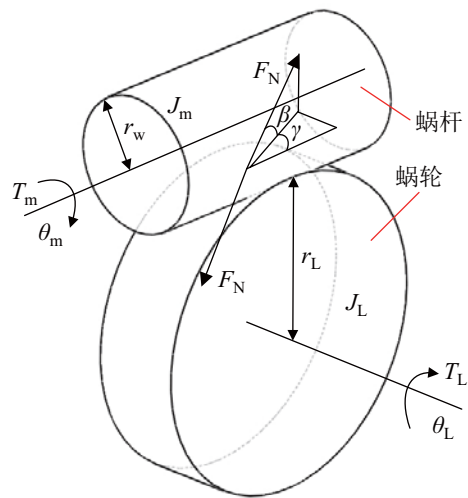


图 9 蜗杆蜗轮副受力分析

Fig.9 Force analysis on the worm gear pair

蜗轮动力学模型为

$$J_L \ddot{\theta}_L = -T_L + r_L F_N \cos \alpha \cos \gamma \quad (4)$$

在蜗轮端测得的蜗杆、蜗轮转角差为

$$\Delta \theta = \frac{\theta_m}{N_b N_w} - \theta_L \quad (5)$$

将齿隙等效为死区模型, 设  $e$  为在蜗轮端测得的蜗杆蜗轮副啮合部位的弹性变形:

$$e = \begin{cases} \Delta \theta - b, & \Delta \theta \geq b \\ 0, & |\Delta \theta| < b \\ \Delta \theta + b, & \Delta \theta < -b \end{cases} \quad (6)$$

则蜗杆蜗轮副啮合法向作用力为

$$F_N = k \cdot e + d \cdot \dot{e} \quad (7)$$

### 3.2 消除控制

由于电气系统响应速度比机械系统快得多, 为简化起见, 忽略式 (1) 中电感  $L$  和  $K_m$  对位置伺服系统的影响, 并设电流环为比例系数等于 1 的理想比例环节. 按文 [9-10] 的方法建立双电机伺服系统的控制框图, 如图 10 所示, 其中  $i_0$  为主从驱动之间的偏置电流,  $\theta_d$  为给定转角, 位置环与速度环均采用比例-积分 (proportional-integral, PI) 控制. 主从驱动电流给定值相减后再叠加偏置电流  $i_0$ , 经过 PI 控制器后分别以正负形式输入到主从驱动的速度控制器输入端, 通过调节主从驱动速度来控制主从驱动之间的转矩差.

设关节参数为:  $J_m = 0.002 \text{ kg}\cdot\text{m}^2$ ,  $K_T = 2 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{A}$ ,  $N_b = 10$ ,  $N_w = 59$ ,  $b = 0.003 \text{ rad}$ ,  $J_L =$

80 kg·m<sup>2</sup>,  $\beta = \pi/9$ ,  $\gamma = 0.071$  rad,  $r_w = 0.061$  m,  $r_L = 0.259$  m,  $k = 1 \times 10^8$  N·m/rad,  $d = 0.1$ ,  $\theta_d = 0.1 \sin t$  rad. 在 Simulink 中建立双电机消隙控制框图, 对消隙效果进行仿真. 将负载分为 3 种情况进行仿真分析.

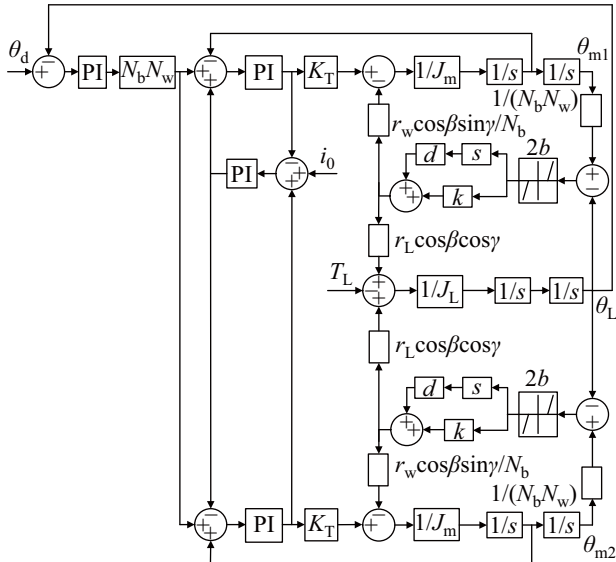


图 10 主动消隙控制框图

Fig.10 The block diagram of active backlash elimination control

1) 机器人受到动态小载荷作用, 如未进行焊接时受到随机扰动, 或是在搅拌针拔出焊缝阶段, 设  $T_L = 300 \sin(5t)$  N·m. 消隙效果如图 11 所示. 当  $i_0 = 0$  或 0.3 A 时, 关节输出角  $\theta_L$  受齿隙影响存在波动; 当  $i_0 = 1.6$  A 时, 消隙效果显著, 关节运动平稳, 消除了传动间隙对伺服系统的影响.

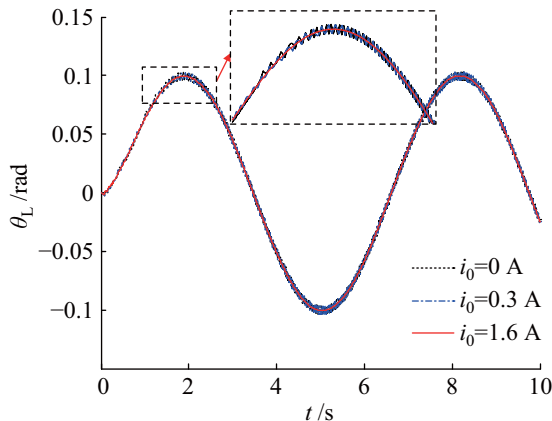


图 11 动态小载荷作用下的消隙效果

Fig.11 The backlash elimination effect under dynamic small load

2) 进行高强度材料的焊接阶段, 机器人受静态大载荷作用, 作用力始终与搅拌针推进方向相反.

设  $T_L$  为腕关节的额定转矩  $T_L = 6600$  N·m. 消隙效果如图 12 所示. 可见, 在  $i_0 = 0$  与 1.6 A 时, 关节位置曲线重合, 均运动平稳, 不受传动间隙影响. 这是因为即使  $i_0 = 0$  A, 但  $T_L$  较大, 在系统受到间隙扰动时,  $T_L$  可以抑制输出端波动.

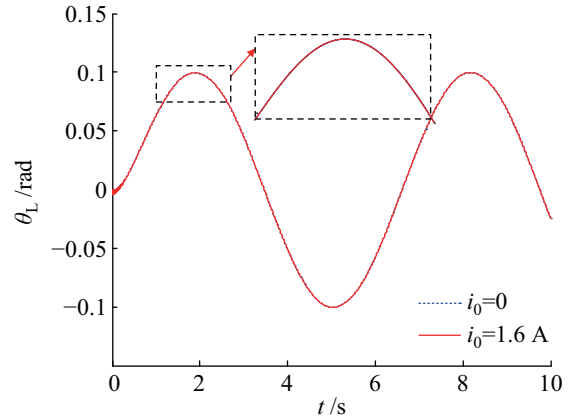


图 12 静态大载荷作用下的消隙效果

Fig.12 The backlash elimination effect under static large load

3) 进行低强度或薄壁材料焊接, 机器人受静态小载荷作用. 设  $T_L = 500$  N·m, 消隙效果如图 13 所示. 可见, 当  $i_0 = 1.6$  A 时, 消隙效果显著; 而  $i_0 = 0$  A 时, 受传动间隙影响, 位置存在波动. 这是因为  $T_L$  较小, 在系统受到间隙扰动时,  $T_L$  不足以抑制间隙产生的扰动.

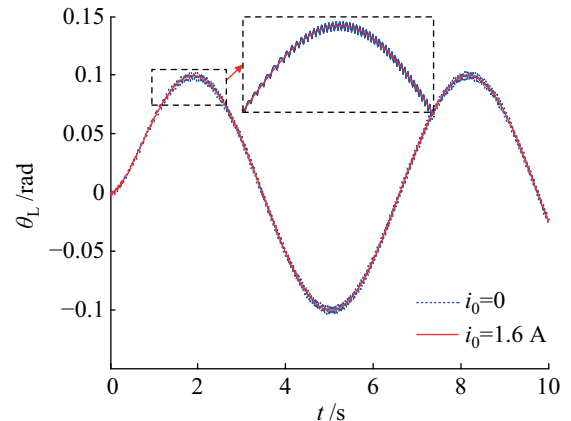


图 13 静态小载荷作用下的消隙效果

Fig.13 The backlash elimination effect under static small load

通过以上分析可知, 偏置电流过小则可能无法起到消隙作用, 这是因为在加速阶段或是作业工况存在波动时, 很容易使负载力矩超过偏置力矩, 正反双向的预紧作用将会消失; 偏置电流越大, 消隙作用适用的工况将越广泛, 但偏置电流也不宜过大, 偏置电流过大则造成能耗过大与机械系统过度磨损. 因此, 综合考虑通常将偏置电流设置成额定电流的 30% 左右.

## 4 轨迹规划与补偿 (Trajectory planning and compensation)

### 4.1 运动学建模与逆解

搅拌摩擦焊机器人的运动学模型如图 14 所示, DH 参数如表 1 所示.

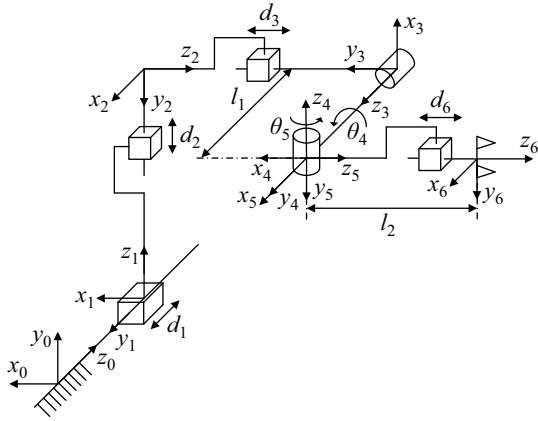


图 14 搅拌摩擦焊机器人运动学模型

Fig.14 The kinematic model of FSW robot

表 1 搅拌摩擦焊机器人 DH 参数表

Tab.1 The DH parameters of FSW robot

$i$	$a_i$	$\alpha_i$	$d_i$	$\theta_i$
1	0	$-\pi/2$	$d_1$	0
2	0	$-\pi/2$	$d_2$	$\pi/2$
3	0	$-\pi/2$	$d_3$	$-\pi/2$
4	0	$\pi/2$	$l_1$	$\theta_4$
5	0	$-\pi/2$	0	$\theta_5$
6	0	0	$l_2$	0

其中,  $l_1 = 0.858$  m,  $l_2 = 0.55$  m.

相邻连杆坐标系的关系为

$${}^{i-1}_i T = \begin{bmatrix} c\theta_i & -s\theta_i c\alpha_i & s\theta_i s\alpha_i & a_i c\theta_i \\ s\theta_i & c\theta_i c\alpha_i & -c\theta_i s\alpha_i & a_i s\theta_i \\ 0 & s\alpha_i & c\alpha_i & d_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (8)$$

其中,  $i = 1, 2, \dots, 6$ , c 和 s 分别表示 cos 和 sin 函数.

设基坐标系  $xyz$  与  $x_0y_0z_0$  重合, 则工具坐标系相对于基坐标系的位姿关系为

$${}^0_6 T = \prod_{i=1}^6 {}^{i-1}_i T = \begin{bmatrix} s\theta_4 c\theta_5 & -c\theta_4 & -s\theta_4 s\theta_5 & -l_2 s\theta_4 s\theta_5 - d_3 \\ c\theta_4 c\theta_5 & -s\theta_4 & -c\theta_4 s\theta_5 & d_2 - l_2 c\theta_4 s\theta_5 \\ -s\theta_5 & 0 & -c\theta_5 & -l_2 c\theta_5 - l_1 + d_1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (9)$$

设焊缝由一系列离散点表示, 位置矢量为  $\mathbf{p}_1, \mathbf{p}_2, \dots, \mathbf{p}_n$ , 法向矢量为  $\mathbf{n}_1, \mathbf{n}_2, \dots, \mathbf{n}_n$ . 对于焊缝上第  $i$  个点,  $\mathbf{p}_i = (p_{ix}, p_{iy}, p_{iz})^T$ ,  $\mathbf{n}_i = (n_{ix}, n_{iy}, n_{iz})^T$ , 令机器人工具坐标系原点位置等于  $\mathbf{p}_i$ ,  $z_6$  轴方向与  $\mathbf{n}_i$  相反, 通过式 (9) 可得到焊缝上第  $i$  个点所对应的机器人运动学逆解:

$$\begin{cases} \theta_4 = \text{atan2}(n_{ix}, n_{iy}) \\ \theta_5 = \arccos n_{iz} \\ d_1 = p_{iz} + l_1 + l_2 \cos \theta_5 \\ d_2 = p_{iy} + l_2 \cos \theta_4 \sin \theta_5 \\ d_3 = -p_{ix} - l_2 \sin \theta_4 \sin \theta_5 \end{cases} \quad (10)$$

### 4.2 挠度主动补偿控制

在  $z$  轴自重与末端焊接力的综合作用下, 滑鞍与立柱之间的导轨滑块副会发生一定的弹性变形, 从而使  $z$  轴呈现上翘或下倾的挠度变形现象. 本文提出一种挠度主动补偿机构以提高机器人末端轨迹精度, 如图 15 所示. 在滑鞍与滑块之间安装 4 个轮辐式力传感器, 两侧对称布置, 轮辐式力传感器能将受力发生的弹性形变转换为电信号进行测量. 当  $z$  轴发生挠度变形时, 上、下滑块会产生压力或拉力, 力传感器就会输出信号, 力信号大小可表征  $z$  轴挠度变形大小. 挠度补偿机构的控制策略是基于恒力控制以使  $z$  轴保持水平状态. 其原理是在  $z$  轴平衡位置将上、下力传感器数值调为 0, 当  $z$  轴发生挠度变形时, 将力传感器信号反馈回控制系统, 经过补偿算法计算, 输出驱动信号以控制补偿机构运动, 给滑鞍施加平衡力矩, 以使  $z$  轴保持在水平状态.

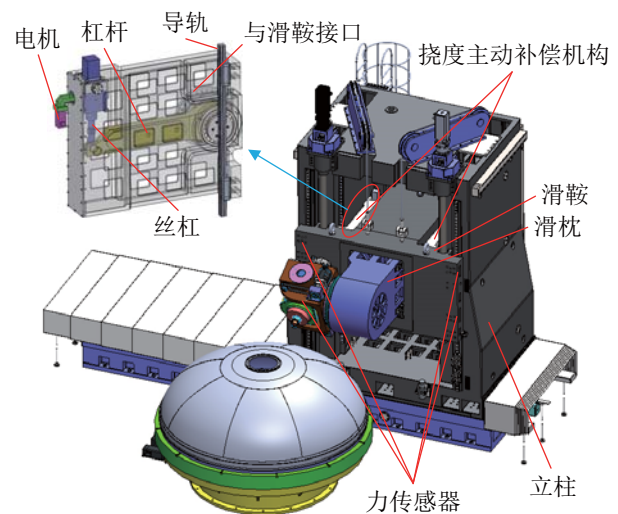


图 15 挠度主动补偿机构

Fig.15 The deflection active compensation mechanism

取单侧挠度补偿机构与滑块组进行受力分析, 如图 16 所示. 其中  $k_s$  为连接滑鞍与立柱的滑块刚度,  $l_s$  为上、下滑块跨度,  $k_c$  为挠度补偿机构等效扭转刚度,  $l_c$  为杠杆长度,  $N_{c1}$  为减速机减速比,  $N_{c2}$  为蜗杆副减速比,  $T_d$  为  $z$  轴受到的综合扰动力矩,  $T_c$  为补偿力矩, 上、下力传感器受力大小相等, 方向相反, 设力绝对值为  $F$ .

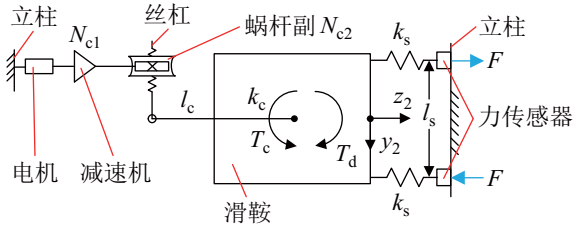


图 16 滑鞍受力分析

Fig.16 Force analysis on the saddle

单侧补偿机构对滑鞍施加力矩为

$$T_c = (\theta_c/N_c - \theta_h)k_c \quad (11)$$

其中,  $\theta_c$  为电机输入,  $\theta_h$  为滑鞍转角,  $N_c$  为补偿机构等效减速比,  $N_c = 2\pi N_{c1}N_{c2}l_c/p$ ,  $p$  为丝杠螺距.

单侧滑块组对滑鞍施加力矩为

$$T_s = \theta_h k_s l_s^2 / 2 \quad (12)$$

则滑鞍动态方程为

$$J_h \ddot{\theta}_h = 2T_c + \theta_h k_h l_h^2 - T_d \quad (13)$$

设  $z$  轴自重与焊接力产生的扰动力矩分别为  $T_G$  和  $T_F$ , 则  $z$  轴受到的综合扰动力矩为

$$T_d = T_G + T_F \quad (14)$$

在搅拌过程中由于机器人运动速度较慢, 因此  $T_d$  变化也较慢. 为简化分析过程, 假设挠度补偿机构的响应时间对控制系统性能的影响可忽略, 将其设定为比例环节. 采用比例-积分-微分 (PID) 控制方法建立挠度主动补偿控制框图, 如图 17 所示, 实际控制系统中以上、下力传感器数值差的一半作为反馈信号.

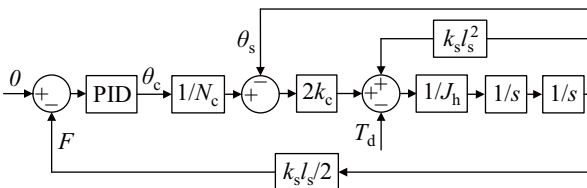


图 17 挠度主动补偿控制框图

Fig.17 The block diagram of the deflection active compensation control

### 4.3 轨迹补偿效果分析

设  $k_c = 1 \times 10^7 \text{ N}\cdot\text{m}/\text{rad}$ ,  $k_s = 1.8 \times 10^9 \text{ N}/\text{m}$ ,  $l_c = 0.98 \text{ m}$ ,  $l_s = 0.882 \text{ m}$ ,  $p = 0.01 \text{ m}$ ,  $N_{c1} = 40$ ,  $N_{c2} = 32$ ,  $z$  轴自重  $G = 1 \times 10^6 \text{ N}$ , 并忽略关节 4 与关节 5 的转角变化对  $z$  轴重心位置的影响.

图 1 中的瓜瓣形焊缝为椭圆形曲线的一段, 方程为

$$\begin{cases} x = -3.219 + 1.669 \cos \varphi \\ y = 1.05 \sin \varphi \\ z = 1.75 \end{cases} \quad (15)$$

其中,  $\varphi = 0.004\pi t$  ( $0 \leq t \leq 100 \text{ s}$ ).

由式 (10) 和式 (15), 可得:

$$\begin{cases} \theta_4 = \text{atan2}(1.05 \cos \varphi, 1.669 \sin \varphi) \\ \theta_5 = \pi/2 \\ d_3 = 3.219 - 1.69 \cos \varphi - l_2 \sin \theta_4 \sin \theta_5 \end{cases} \quad (16)$$

设  $d_3$  取值范围为  $1 \text{ m} \leq d_3 \leq 2.6 \text{ m}$ , 当  $d_3 = 1.45 \text{ m}$  时  $z$  轴处于平衡状态, 力传感器输出为 0, 则自重产生的力矩为

$$T_G = G(d_3 - 1.45) \quad (17)$$

焊接力产生的力矩为

$$T_F = l_2 F_r \cos^2 \theta_4 + F_r \sin \theta_4 (d_3 + l_2 \sin \theta_4) + l_2 \cos \theta_4 F_n \sin \theta_4 - F_n \cos \theta_4 (d_3 + l_2 \sin \theta_4) \quad (18)$$

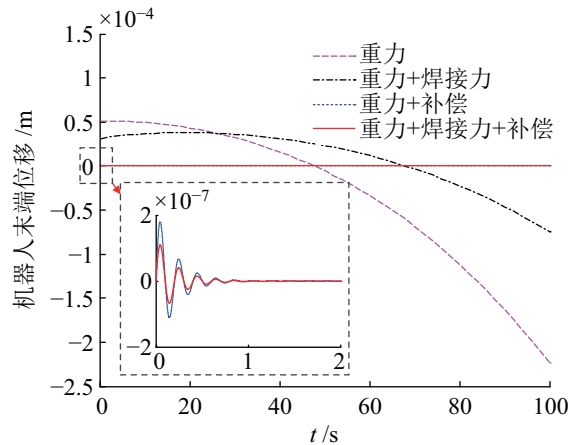


图 18 挠度补偿效果

Fig.18 The effect of deflection compensation

当机器人沿瓜瓣形焊缝从底部向顶部运动时,  $z$  轴挠度变形造成的机器人末端位移如图 18 所示. 重力与焊接力综合作用下的挠度变形最大值约为  $0.7 \times 10^{-4} \text{ mm}$ , 而仅有重力作用下的挠度变形约为  $2.3 \times 10^{-4} \text{ mm}$ , 前者小于后者, 这是因为焊接力抵消了一部分重力作用, 可见对于特定的焊缝轨迹, 有必要优化运动方向以使机器人受到最有利的综

合力作用。当采用挠度补偿时,经过时长约 1 s 的调节作用后,挠度变形稳定在 0,可见挠度补偿系统能快速、有效地抑制扰动力矩作用,补偿挠度变形造成的轨迹误差。仿真中采用了比较理想的模型,使补偿后的变形几乎为 0,实际应用中是达不到的。

## 5 实验 (Experiment)

研制出的搅拌摩擦焊机器人样机如图 19 所示,采用 Simens840D 作为控制系统,主要技术参数如表 2 所示。机器人系统为 8 轴 5 联动,可实现空间复杂轨迹规划,其工作空间、承载力与定位精度指标适用于大型高强度零件的高精度焊接任务。可见,该机器人融合了通用型与专用型搅拌摩擦焊设备的优点,既具备机器人的灵巧性特征,又具备高承载力与高精度特征。需要指出的是,本文所提出的高精度是指机器人满载时末端轨迹精度优于  $\pm 0.1$  mm。



图 19 搅拌摩擦焊机器人样机  
Fig.19 The FSW robot prototype

表 2 搅拌摩擦焊机器人主要技术参数

Tab.2 The main technical parameters of the FSW robot

序号	项目	参数
1	重量	$7.1 \times 10^4$ kg
2	工作空间	$3.5 \text{ m} \times 1.8 \text{ m} \times 1.6 \text{ m}$
3	直线轴速度	1.25 m/min
4	转动轴速度	2 r/min
5	最大插入力	50 000 N
6	额定锻造力	35 000 N
7	额定推进力	12 000 N
8	满载定位精度	$< \pm 0.1$ mm
9	主轴额定转速	1000 r/min
10	主轴额定转矩	270 N·m

选择图 1 所示零件进行焊接实验,焊缝为瓜瓣形,零件材料为铝合金 2014,厚度为 5.5 mm,焊接效果如图 20 所示。可见焊缝较平整,达到了高

精度焊接效果,可以作为末端精加工工序。由于在焊接过程中难以测量机器人末端的定位精度,因此采用目测方法判断焊缝质量。

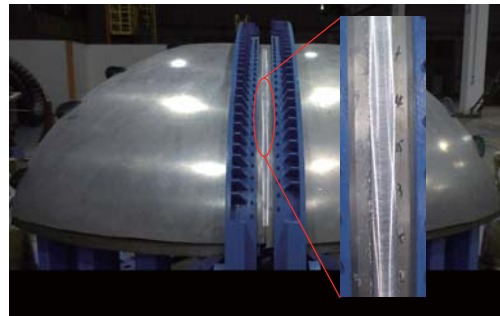


图 20 焊接效果  
Fig.20 Welding effect

## 6 结论 (Conclusion)

提出了一种面向大型曲面零件的重载搅拌摩擦焊机器人系统,以实现高精度轨迹控制。从结构设计、刚度校核、消隙控制以及轨迹补偿等方面,系统阐述机器人的设计与运动控制方法。通过对平移关节与转动关节分别进行机械式、主动式消隙,实现了各关节零间隙传动。并重点分析研究了双电机主动消隙的控制方法,仿真显示通过选择合适的偏置电流可有效消除传动间隙对位置伺服的影响。针对  $z$  轴挠度变形问题,设计了挠度主动补偿机构,阐述了挠度补偿控制方法,仿真显示挠度补偿系统能快速、有效地补偿  $z$  轴在受综合扰动情况下的轨迹误差。研制出了搅拌摩擦焊机器人样机并完成了对高强度材料的搅拌摩擦焊实验,结果显示,所提出的搅拌摩擦焊机器人具备在重载焊接条件下保持高精度轨迹控制的能力,能满足航空航天等领域高强度大型曲面零件的高精度搅拌焊需求。

## 参考文献 (References)

- [1] Gibson B T, Lammlein D H, Prater T J, et al. Friction stir welding: Process, automation, and control[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2014, 16(1): 56-73.
- [2] Mendes N, Neto P, Loureiro A, et al. Machines and control systems for friction stir welding: A review[J]. Materials & Design, 2016, 90 (15): 256-265.
- [3] Zhao X, Kalya P, Landers R G, et al. Design and implementation of nonlinear force controllers for friction stir welding processes[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering of the ASME, 2008, 130(6): No.061011.
- [4] de Backer J, Bolmsjo G. Deflection model for robotic friction stir welding[J]. Industrial Robot, 2014, 41(4): 365-372.
- [5] Guillo M, Dubourg L. Impact & improvement of tool deviation in friction stir welding: Weld quality & real-time compensation on an industrial robot[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2016, 39(5): 22-31.



- [11] Findeisen R, Grover M A, Wagner C, et al. Control on a molecular scale: A perspective[C]//American Control Conference. Piscataway, USA: IEEE, 2016: 3069-3082.
- [12] Wu Y, Zou Q, Su C. A current cycle feedback iterative learning control approach for AFM imaging[J]. IEEE Transactions on Nanotechnology, 2009, 8(4): 515-527.
- [13] Kim K S, Zou Q. A modeling-free inversion-based iterative feedforward control for precision output tracking of linear time-invariant systems[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2013, 18(6): 1767-1777.
- [14] Bristow D A, Tharayil M, Alleyne A G. A survey of iterative learning control[J]. IEEE Control Systems Magazine, 2006, 26(3): 96-114.
- [15] Wang Y, Gao F, Doyle F J. Survey on iterative learning control, repetitive control, and run-to-run control[J]. Journal of Process Control, 2009, 19(10): 1589-1600.
- [16] Helfrich B E, Lee C, Bristow D A, et al. Combined  $H_{\infty}$ -feedback control and iterative learning control design with application to nanopositioning systems[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2010, 18(2): 336-351.
- [17] Merry R, van de Molengraft R, Steinbuch M. Iterative learning control with wavelet filtering[J]. International Journal of Robust and Nonlinear Control, 2008, 18(10): 1052-1071.
- [18] Lin C Y, Sun L, Tomizuka M. Robust principal component analysis for iterative learning control of precision motion systems with non-repetitive disturbances[C]//American Control Conference. Piscataway, USA: IEEE, 2015: 2819-2824.
- [19] Li C X, Gu G Y, Yang M J, et al. High-speed tracking of a nanopositioning stage using modified repetitive control[J]. IEEE Transactions on Automation Science and Engineering, 2017, 14(3): 1467-1477.
- [20] Chen W H, Yang J, Guo L, et al. Disturbance-observer-based control and related methods – An overview[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2016, 63(2): 1083-1095.
- [21] Sariyildiz E, Ohnishi K. Stability and robustness of disturbance-observer-based motion control systems[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2015, 62(1): 414-422.
- [22] Tomizuka M. Zero phase error tracking algorithm for digital control[J]. Journal of Dynamic Systems, Measurement, and Control, 1987, 109(1): 65-68.
- [23] Butterworth J A, Pao L Y, Abramovitch D Y. Analysis and comparison of three discrete-time feedforward model-inverse control techniques for nonminimum-phase systems[J]. Mechatronics, 2012, 22(5): 577-587.
- [24] Leang K K, Devasia S. Feedback-linearized inverse feedforward for creep, hysteresis, and vibration compensation in AFM piezoactuators[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2007, 15(5): 927-935.

#### 作者简介:

冯朝 (1992-), 男, 博士生. 研究领域: 精密运动控制, 迭代学习控制.

凌杰 (1990-), 男, 博士生. 研究领域: 迭代学习控制, 多轴轮廓跟踪控制.

明敏 (1994-), 女, 博士生. 研究领域: 压电陶瓷迟滞建模与控制.

(上接第 824 页)

- [6] Longhurst W R, Strauss A M, Cook G E. Enabling automation of friction stir welding: The modulation of weld seam input energy by traverse speed force control[J]. ASME Transactions on Journal of Dynamic Systems Measurement and Control, 2010, 132(4): 041002-1-041002-11.
- [7] Qin J N, Leonard F, Abba G. Real-time trajectory compensation in robotic friction stir welding using state estimators[J]. IEEE Transactions on Control Systems Technology, 2016, 24(6): 2207-2214.
- [8] Davis T A, Shin Y C, Yao B. Observer-based adaptive robust control of friction stir welding axial force[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2011, 16(6): 1032-1039.
- [9] Zirn O, Fink A. Multidrive control for milling rotary tables with flexible reduction stages[C]//IEEE International Conference on Power Engineering. Piscataway, USA: IEEE, 2009: 402-407.
- [10] Zirn O, Hoos A, Loth M, et al. Multidrive control for machine tool servo axes[C]//4th IET Conference on Power Electronics, Machines and Drives. London, UK: IET, 2008: 164-168.
- [11] 任海鹏, 何斌. 双电机驱动机床进给系统消隙控制[J]. 电机与控制学报, 2014, 18(3): 60-66.
- Ren H P, He B. Anti-backlash control of machine tool feed system driven by dual-motors[J]. Electric Machines and Control, 2014, 18(3): 60-66.
- [12] Yeh T J, Wu F K. Modeling and robust control of worm-gear driven systems[J]. Simulation Modelling Practice and Theory, 2015, 17(5): 767-777.

#### 作者简介:

宛敏红 (1982-), 男, 博士生, 副研究员. 研究领域: 机器人学.

周维佳 (1957-), 男, 研究员. 研究领域: 机器人学.

骆海涛 (1983-), 男, 副研究员. 研究领域: 机器人学.