

引文格式:杨斌, 国凯, 尹智健, 等. 单摆式调谐质量阻尼器与机器人铣削抑振研究[J]. 航空制造技术, 2026, 69(17): 25020298.

YANG Bin, GUO Kai, YIN Zhijian, et al. Pendulum tuned mass damper and chatter suppression in robotic milling process[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2026, 69(17): 25020298.

单摆式调谐质量阻尼器与机器人铣削抑振研究

杨 斌^{1,2}, 国 凯¹, 尹智健¹, 窦振华¹, 孙 杰¹

(1. 山东大学机械工程学院, 济南 250061;

2. 九江学院机械与智能制造学院, 九江 332005)

[摘要] 工业机器人应用于航空结构件铣削过程时, 由于机械臂刚性不足极易引发低频颤振问题。为此, 利用调谐质量阻尼器原理进行机器人铣削过程低频颤振抑制, 通过理论建模与试验拟合方法研究了机器人末端低频范围内模态频率与阻尼比特性; 给出了机器人末端附加调谐质量阻尼器的动力学方程, 分析了关键参量对系统抑振效果的影响机制; 设计了可调刚度的单摆式调谐质量阻尼器, 通过模态试验拟合了其固有频率随单摆悬伸长度的变化规律, 给出了刚度预调节方法; 进行了附加和未附加单摆式调谐质量阻尼器的机器人铣削试验验证, 通过振动信号频谱分析证明了单摆式调谐质量阻尼器在机器人铣削过程中的抑振效果。

关键词: 机器人; 铣削; 模态; 颤振抑制; 调谐质量阻尼器(TMD)

中图分类号: V2; TP242

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.25020298

Pendulum Tuned Mass Damper and Chatter Suppression in Robotic Milling Process

YANG Bin^{1,2}, GUO Kai¹, YIN Zhijian¹, DOU Zhenhua¹, SUN Jie¹

(1. School of Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China;

2. School of Mechanical and Intelligent Manufacturing, Jiujiang University, Jiujiang 332005, China)

[ABSTRACT] When industrial robots are applied to the milling process of aerospace structural components, insufficient rigidity of the robotic arm can easily induce low-frequency chatter problems. To address this issue, a Tuned Mass Damper (TMD) was employed to suppress the low-frequency chatter in robotic milling. Through combined theoretical modeling and experimental fitting, the modal frequency and damping ratio characteristics within the low-frequency range at the robot-end were investigated. The dynamic equations governing the robot end with an attached TMD were derived, and the influence mechanisms of key parameters on the vibration suppression effectiveness were analyzed. A pendulum TMD with adjustable stiffness stability was designed. Modal tests were conducted to characterize the relationship between its natural frequency and suspension length, leading to the formulation of a stiffness pre-adjustment methodology. Robotic milling experiments were performed both with and without the attached pendulum TMD. Comparative spectral analysis of vibration signals conclusively demonstrated the effectiveness of the pendulum TMD in suppressing vibrations during the robotic milling process.

Keywords: Robot; Milling; Modal; Chatter suppression; Tuned mass damper (TMD)

收稿日期: 2025-09-16; 退修日期: 2025-12-03; 录用日期: 2026-04-23

基金项目: 国家重点研发计划青年科学家项目(2023YFB4703900); 国家自然科学基金(52505486, 52375452); 江西省自然科学基金(20242BAB20209); 江西省教育厅科技计划(GJJ2401803); 九江市基础 Research 计划(S2024KXJJ0001)

通信作者: 杨斌, 讲师, 博士, 研究方向为机器人加工、振动控制。

相较于传统机床的切削加工,将工业机器人应用于航空大型结构件的装配加工过程,能够进一步发挥工业机器人高柔性与高灵活性的特点。然而由于常用工业机器人为串联式机械臂结构,将工业机器人应用于铣削、钻孔等生产过程而言,弱刚性这一本质特征引发的加工颤振现象是机器人加工难以避开的瓶颈问题之一。

在机床加工领域,研究人员针对颤振抑制积累了丰富的研究成果^[1-2],机器人切削过程的颤振抑制策略,通常借鉴这些研究成果,并融合机器人加工系统末端刚度特征,发展出一系列抑振方法。这些方法可分为被动、半主动及主动等类别^[3]。

被动抑振技术指的是对加工过程进行动力学分析并采取相应的预防性振动抑制措施,如加工系统动态性能调整、工艺参数优化、集成被动耗能装置等。工艺参数优化因其简便有效成为最常见的抑振方法,通过给出颤振发生的阈值条件并以此调整参数来规避颤振风险。其中,构建机器人加工过程颤振稳定性叶瓣图是指导工艺优化,提升加工稳定性的典型代表技术^[4]。籍永建等^[5]考虑了机器人-主轴系统耦合动力学特性,并以此构建了铣削动力学模型,得到了包含主轴转速、系统刚度等因素的机器人铣削加工稳定性叶瓣图。叶松涛等^[6]基于工作空间范围内不同姿态的机器人铣削系统刀尖频响函数预测,开展了机器人铣削加工稳定性判别研究。Chen等^[7]提出一种交互式耦合算法来预测机器人铣削中的振动产生。

针对机器人特有的刚度与位姿高度依赖性,加工稳定性优化必须要考虑机器人刚度变化,因此通过机器人刚度方向建模并进行切削参数优选成为研究的重点之一^[8]。机器人姿态变化同样会导致机器人本体动态特性的改变,这使得机器人加工过程姿态优化^[9-10]、切削轨迹规划^[11-13]和装夹方案优化^[14]协同工艺参数调整成为了研究热点方向。Mousavi等^[15]研究了机器人加工颤振稳定性与运动学参量的关联关系,构建了机器人位姿与刀具路径优选模型;Li等^[16]给出了刀具轨迹、装夹位置与机器人稳定性的关联机制;杨靖等^[17]融合了机器人刚度方向建模与本体自由度分析,开展了位姿优化研究,在不改变工艺参量的条件下抑制了机器人模态耦合颤振;Lin等^[18]提出机器人末端刚性量化评价方法,综合运动学特性、刚度特性和变形特性给出了机器人稳定加工姿态;Zhao等^[19]给出了多约束条件下机器人加工过程位姿调整策略,实现了加工质量的提升。

半主动抑振技术通过集成可调抑振装置并实时调控抑振装置与加工系统相对动态特性,从而实现可调的振动能量耗散^[20-21]。主动抑振技术通过集成作动器与反馈控制算法,实时采集系统响应信号并主动施加反作

用力,改变机器人加工系统频响特性或施加作用力遏制振动产生^[22-23]。赵威等^[24]提出了基于磁流变弹性体的机器人铣削颤振抑制方法,并构建了机器人铣削颤振闭环控制系统。

对于机器人加工过程而言,系统结构调整与工艺参数优化往往会导致工艺参数选择受到诸多限制,机器人姿态或加工过程中刀具轨迹需要不停调整,制约加工效率的进一步提升,也无法充分发挥机器人高灵活性、高柔性的特征。半主动与主动控制方法需集成复杂的抑振装置,可靠性与稳定性有待进一步验证。典型串联机械臂式工业机器人的关节呈现显著柔性特征,致末端刚度远低于传统机床。切削力施加到末端执行器时将引发较难预测的本体动力学行为,易激发整个加工系统的低频颤振。目前对于颤振机理与预测方法研究尚存在不足^[25],无法有效指导工艺过程优化,因此迫切需开展集成方便、可靠性高的机器人加工过程抑振手段研究。

本文采用单摆式调谐质量阻尼器进行机器人加工过程颤振抑制,建立了机器人末端动力学模型,分析了调谐质量阻尼器关键参数与抑振性能的映射关系,设计了可调刚度单摆式调谐质量阻尼器,试验证明了单摆式调谐质量阻尼器应用于机器人铣削过程的抑振效果。

1 机器人末端动力学分析

当铣削过程中切削载荷作用于机器人末端时,机器人本体的力学响应呈现出较强复杂性,极易诱发本体低频颤振,使其迅速进入“失稳”状态并产生剧烈抖动,最终导致加工精度与表面质量显著劣化。鉴于此,亟待开展抑振装置的设计研究,而抑振装置的目标抑振频率由机器人铣削过程中的本体颤振频率决定,且机器人低频颤振的本质是其末端低频模态在铣削切削力的激励下被激发所致。因此,本节将首先开展机器人末端动力学特性分析,以获取其末端模态参数,为后续抑振装置的设计开发提供核心理论依据与数据支撑。

1.1 机器人末端理论模态分析

本节将对机器人动力学模型进行简化建模,为后续机器人末端低频颤振的抑振装置设计提供模态参数基础,重点关注机器人末端在特定姿态下低频范围内的模态。当机器人用于铣削加工过程时,进给速度相对来说较为缓慢,切削振动往往也仅在参考位姿(q^{Ref})发生微小运动,可以看做准静态过程^[26],因此在建模过程中对六自由度工业机器人动力学方程的非线性与耦合项进行完全的推导过于繁琐且不符合模型主旨。为此,本节提出了针对机器人铣削系统动力学方程的线性化求解过程。在关节空间中,典型柔性关节与刚性连杆的工业

机器人动力学方程形式为^[26]

$$D(q)\ddot{q} + F(q, \dot{q})\dot{q} + C(\dot{q}) + G(q) + K(q - \theta) = \tau_{\text{ext}} \quad (1)$$

式中, τ_{ext} 为外力作用在机器人上的关节力矩向量; q 为关节转角向量, $D(q)$ 为广义机器人质量矩阵; $F(q, \dot{q})$ 为离心力与科里奥利力项; $C(\dot{q})$ 为关节阻尼项; $G(q)$ 为重力项; K 为关节刚度矩阵; θ 为电机经减速器后输出转角向量, 对于六自由度工业机器人来说, 其动力学参量 (D 、 F 、 C 、 K) 与关节角度、速度、加速度呈现强耦合特性与非线性特征。当机器人用于铣削加工过程时, 由准静态过程假设可得: $q = q^{\text{Ref}} + \Delta q$; $\dot{q} = \dot{q}^{\text{Ref}} + \Delta \dot{q}$; $\ddot{q} = \ddot{q}^{\text{Ref}} + \Delta \ddot{q}$, 其中, $\dot{q}^{\text{Ref}} = \ddot{q}^{\text{Ref}} = 0$ ^[27], 式中, q 关节转角向量。此时可忽略离心力与科里奥利力项 $F(q, \dot{q})$, 因此, 机器人末端动力学特性可由线性化的机器人本体动力学方程获得^[28]。

$$D^0 \Delta \ddot{q} + C^0 \Delta \dot{q} + K^0 \Delta q = \tau_{\text{ext}} \quad (2)$$

式中, f 指代式(1)左侧公式; $D^0 = \frac{\partial f}{\partial \ddot{q}}|_{\text{Ref}}$; $C^0 = \frac{\partial f}{\partial \dot{q}}|_{\text{Ref}}$;

$K^0 = \frac{\partial f}{\partial q}|_{\text{Ref}} = K + \frac{\partial G}{\partial q}|_{\text{Ref}}$ 。那么在末端笛卡尔坐标系下, 机器人本体动力学方程可线性化表达为以下形式。

$$F = D_z^0 \Delta \ddot{\chi} + C_z^0 \Delta \dot{\chi} + K_z^0 \Delta \chi \quad (3)$$

式中, D_z^0 为广义质量矩阵; C_z^0 为阻尼矩阵; K_z^0 为刚度矩阵; $\Delta \chi$ 为笛卡尔空间下微分运动, 可由 Δq 与雅可比矩阵推导而来, 对于 n 阶动力学模型, 令

$$x = \{\Delta \chi \quad \Delta \dot{\chi}\}^T \quad (4)$$

式(4)表示 $2n$ 阶状态空间向量, 因此可得

$$[P]\dot{x} + [Q]x = F_v \quad (5)$$

其中

$$[P] = \begin{Bmatrix} C_z^0 & D_z^0 \\ D_z^0 & 0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

$$[Q] = \begin{Bmatrix} K_z^0 & 0 \\ 0 & -D_z^0 \end{Bmatrix} \quad (7)$$

引入 $x = \Psi y$, 采用模态空间的表达方式, $\Psi \in \mathbb{C}^{2n \times 2n}$, 为复模态振型向量, 其中

$$\begin{cases} \Psi_i = \frac{U_r}{\sqrt{U_r^T [P] U_r}} \\ \Psi = [\Psi_1, \bar{\Psi}_1, \dots, \Psi_n, \bar{\Psi}_n] \end{cases} \quad (8)$$

式中, r 为模态阶数; Ψ_r 为 r 阶模态振型向量; Ψ 为复模态振型向量; U_r 为式(5)等式左边为 0 时第 r 个特征向量, 则

$$\begin{cases} \Psi^T [P] \Psi = I \\ \Psi^T [Q] \Psi = -\text{diag}[\lambda_1, \bar{\lambda}_1, \dots, \lambda_n, \bar{\lambda}_n] = -\Lambda \end{cases} \quad (9)$$

式中, λ_1 为公式(5)等式左边为 0 时第 1 个特征向量; λ_n 为第 n 个特征向量; Λ 为 n 个特征向量及其共轭复数组成的对角阵, 在模态空间中将动力学方程表达为

$$\dot{y} - \Lambda y = \Psi^T [F_v] \quad (10)$$

则频响函数 H 的不同元素可定义为

$$H_{jk}(\omega) = \sum_{r=1}^n \left(\frac{\Psi_{jr} \Psi_{kr}}{i\omega - \lambda_r} + \frac{\bar{\Psi}_{jr} \bar{\Psi}_{kr}}{i\omega - \bar{\lambda}_r} \right) \quad (11)$$

式中, k 为激励自由度; j 为响应自由度; r 为模态阶数; Ψ_{jr} 与 Ψ_{kr} 为振型系数, 是复模态振型向量 Ψ 中的元素; $\bar{\Psi}_{jr}$ 与 $\bar{\Psi}_{kr}$ 为其共轭复数; i 为虚数单位; ω 为频率; λ_r 为特征值。

综上所述, 简化的线性模型可以用来在特定参考姿态下或机器人铣削过程姿态没有发生剧烈变化时实现较好的模态参数拟合效果。

1.2 机器人末端模态参数拟合

基于锤击法模态测试原理, 利用力锤对机器人末端进行脉冲激励, 并采集机器人末端动力学响应信号, 通过模态参数拟合的方法进行机器人末端模态参数辨识, 选取典型铣削姿态为 $[-10^\circ, 23^\circ, -166^\circ, -10^\circ, -76^\circ, 2^\circ]$, 图 1 为机器人姿态与锤击示意图。

利用信号功率谱估计实测的频响函数。

$$H_{jk} = \frac{P_2}{P_1} \quad (12)$$

式中, H_{jk} 为频响函数估计值; P_2 为锤击力信号与动态响应信号的互功率谱密度; P_1 为锤击力信号的自功率谱。首先利用信号功率谱计算实测频响函数 (FRF), 再进行 FRF 最小二乘拟合及模态频率与阻尼比求解。机器人关节表现为明显的低刚度特性, 承受切削载荷时关节振动引起的模态位于低频范围 (30 Hz 以内), 因此考虑低频范围 $X_H Y_H$ 平面内 FRF 曲线拟合, 实测 FRF 与拟

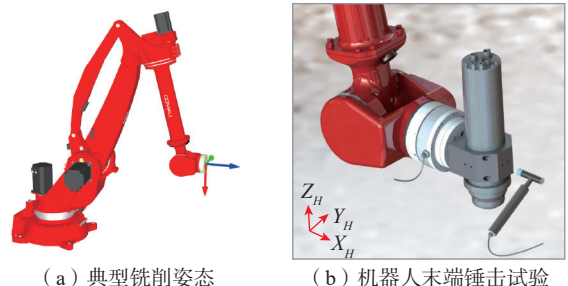


图 1 机器人姿态与锤击示意图

Fig.1 Schematic diagram of the robot posture and impacting test at the end of robot

合 FRF 比较如图 2 所示,可以看出拟合效果较好,低频模态参数拟合结果如表 1 所示。

基于模态参数拟合可获得低频范围 3 阶模态,采用移动传感器法进行多点响应信号的采集,锤击机器人末端,选取机器人结构上 10 个测量点进行响应采集,通过频响函数拟合,获得多点响应的模态振型,进而进行模态振型向量归一化,获得的前三阶模态的模态振型如图 3 所示,可以看出,由于关节弱刚性造成的机器人模态频率最低,这些模态在机器人铣削过程中也最容易被激发,进而造成严重的加工颤振现象。

机器人末端笛卡尔空间(基坐标系下)模态质量由式(13)给出。

$$\mathbf{D}_z^0 = \mathbf{J}^{-T} \mathbf{D}^0 \mathbf{J}^{-1} \quad (13)$$

式中, $\mathbf{J}$ 是雅可比矩阵; $\mathbf{D}^0$ 是关节空间机器人广义质量矩阵,与机器人惯性参数、质量参数以及姿态等高度相

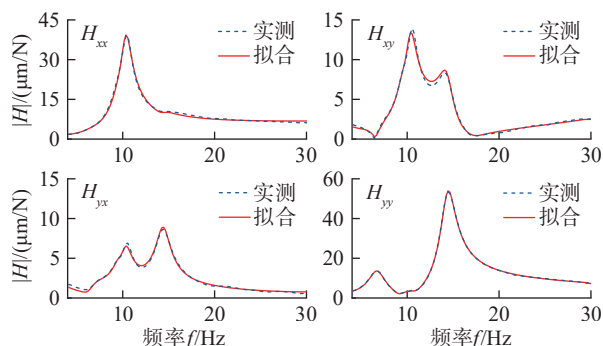


图 2 机器人末端实测 FRF 与拟合 FRF 比较

Fig.2 Comparing of experimenting FRF and fitting FRF at robot-end

表 1 模态参数拟合结果

Table 1 Fitting results of modal parameters

模态阶次	模态频率 /Hz	阻尼比 /%
1	7.0	11.6
2	10.4	2.5
3	15.2	6.3

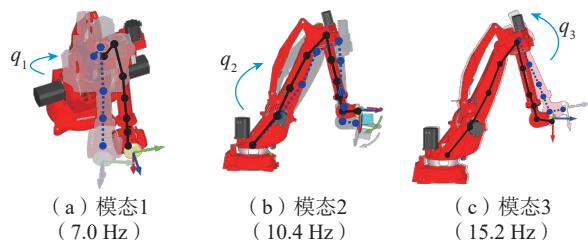


图 3 模态振型示意图(黑色实线为原始结构,蓝色虚线为模态振型)

Fig.3 Schematic diagram of modal shapes (where the black solid line represents the original structure and the blue dashed line represents the modal shapes)

关,由于第 3 阶模态与关节 q_3 相关,关节 q_3 刚度较低且最靠近切削界面,在机器人铣削过程中第 3 阶模态最易被激发产生共振,选择目标抑振频率为第三阶模态频率,以姿态 $[-10^\circ, 23^\circ, -166^\circ, -10^\circ, -76^\circ, 2^\circ]$ 为例,机器人 Y_H 向刚度相比较于 X_H 向低,因此以 Y_H 向为抑振方向,由课题组已开展的机器人动力学模型参数辨识工作可得^[28],考虑前三阶模态,机器人末端笛卡尔空间基坐标系下 Y_H 向模态质量约为 159 kg。

2 机器人铣削过程单摆式调谐质量阻尼器抑振

机器人铣削过程中的低频颤振频率与机器人末端的低频模态频率直接相关。在获取机器人末端低频模态参数(尤其是模态频率)后,可将其作为抑振装置的目标设计频率,进而开展抑振装置的针对性设计研究。

调谐质量阻尼器(Tuned mass damper, TMD)被广泛应用于机械、土木等领域的结构抑振场景。其核心原理是为被抑振结构附加质量-弹簧系统,并通过调节该系统的固有频率,使主结构的振动能量传递至附加质量-弹簧系统中并实现耗散,最终达成减振抑振的效果。该装置具有设计流程简便、运行可靠性高的突出优势,因此,本节将采用调谐质量阻尼器开展机器人末端低频颤振的抑制研究。

2.1 调谐质量阻尼器动力学分析

将机器人末端简化为单自由度无阻尼质量弹簧系统,集成调谐质量阻尼器的系统动力学模型如图 4 所示。

机器人末端动力学特性由式(14)得出。

$$\begin{cases} M\ddot{x}_1 + c\dot{x}_1 + (K + k_1)x_1 - c\dot{x}_2 - k_1x_2 = A\sin\omega t \\ m\ddot{x}_2 + c\dot{x}_2 + k_1x_2 - c\dot{x}_1 - k_1x_1 = 0 \end{cases} \quad (14)$$

式中, M 为机器人等效质量; m 为调谐质量阻尼器质量; x_1 为机器人末端位移; x_2 为调谐质量阻尼器位移; c 为调谐质量阻尼器阻尼系数; K 为机器人末端等效刚度; k_1 为调谐质量阻尼器刚度。在简谐激励 $F=Ae^{i\omega t}$ 条件下,可求出机器人加工系统末端振幅为

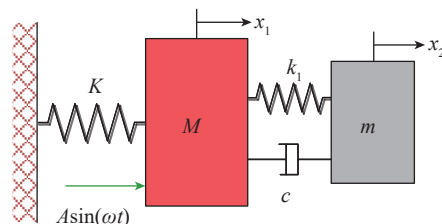


图 4 机器人末端集成调谐质量阻尼器系统动力学模型

Fig.4 Dynamic model of robot end attached with a tuned mass damper

$$\left(\frac{X_1}{X_{st}}\right)^2 = \frac{(\alpha^2 - \lambda^2)^2 + (2\zeta_2\lambda)^2}{[(1 - \lambda^2)(\alpha^2 - \lambda^2) - \mu\lambda^2\alpha^2]^2 + (2\zeta_2\lambda)^2(1 - \lambda^2 - \mu\lambda^2)^2} \quad (15)$$

式中, X_1 为机器人加工系统末端振幅; X_{st} 为机器人加工系统受到与激振力幅值 A 相等的静力作用下产生的变形; $\alpha = \omega_n / \Omega_n$ 为调谐质量阻尼器与机器人系统固有频率之比; $\Omega_n = \sqrt{K/M}$, $\omega_n = \sqrt{k_1/m}$ 为机器人和调谐质量阻尼器的无阻尼固有频率; $\lambda = \omega / \Omega_n$ 为激振频率与机器人系统固有频率之比; $\mu = m/M$ 为调谐质量阻尼器质量与机器人等效模态质量之比; $\zeta_2 = c/(2\sqrt{mk_1})$ 为调谐质量阻尼器的阻尼比。

取较小的阻尼比 $\zeta_2 = 0.05$ 为例, 机器人末端相对振幅 X_1/X_{st} 相对于频率比 λ 变化趋势如图 5 所示, 当 $\alpha = 0$ 即未附加调谐质量阻尼器时, 若激振频率接近机器人的低频固有频率, 机器人容易发生低频颤振, 此时振动幅值会迅速增大, 导致加工质量严重恶化。

附加与机器人固有频率相一致的调谐质量阻尼器后, 激振频率接近机器人的低频固有频率, 即 λ 接近 1 时, 系统减振性能达到较为理想状态。与此同时, 在曲线两侧存在振幅峰值, 说明减振频率被限制在一个特定的范围内, 同时可以看出质量比 μ 较小时抑振效果不太理想, 适当增加 μ 可提高抑振效果。

2.2 单摆式调谐质量阻尼器设计

为了使调谐质量阻尼器达到最佳抑振工作区间, 首先要调整调谐质量阻尼器的固有频率。由 $\omega_n = \sqrt{k_1/m}$ 可以得出, 调谐质量阻尼器的刚度值 k_1 是设计中需要精细调整的重要参量。

采用具有摆动特性的单摆式调谐质量阻尼器 (Pendulum tuned mass damper, PTMD) 设计方案, 通过质量块安装在单摆梁末端的形式, 放大附加质量的动态作用, 并集成电机-丝杆运动机构实现系统动力学特性可调, 以满足调谐质量阻尼器的设计目标。PTMD 设计如图 6 所示, 刚度 k_1 的调节可以通过电机丝杠模组调节质量块 (铅块) 的悬伸长度。

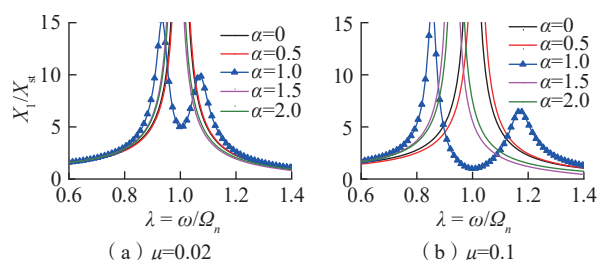


图 5 机器人末端相对振幅相对于频率比 λ 变化趋势

Fig.5 Trend of the relative amplitude at the robot end with respect to the variation of frequency ratio λ

将调谐质量阻尼器中质量块悬伸长度与固有频率对应起来, 可以在应用过程中更好调节其固有频率与机器人末端固有频率并使之相匹配。对于简单的调谐质量阻尼器, 仅在单摆梁上安装简单的质量块, 无调节机构时, 通过计算单摆梁受力变形得到刚度 k_1 , 结合附加质量可以理论计算固有频率。然而, 本文中的单摆式调谐质量阻尼器由于附加了电机-丝杆调节机构, 故进行单摆梁刚度的理论计算时较难考虑电机-丝杆调节机构本身的刚度影响, 计算结果会有一定的偏差, 因此本文直接采用试验数据拟合的方法, 利用不同悬伸长度的 PTMD 频响函数数据进而拟合获得 PTMD 固有频率与悬伸长度的关系, 避免了复杂的物理建模与验证过程。

为此采用同样的锤击模态测试方法, 利用冲击力锤与振动传感器, 锤击试验时将 PTMD 一端固定在工作台上, 整体结构处于悬伸状态, 保持与安装在机器人末端一致, 力锤锤击点为丝杆滑台中心, 同时利用质量块上固定的振动传感器采集质量块的振动信号, 如图 6 所示, 在不同悬伸长度条件下测试 PTMD 频响函数, 进而采用与 1.2 节同样的方法进行实测频响函数的求解, 并结合最小二乘法进行实测阻尼比求解, 结果如图 7 所示, 其中阻尼比在 0.003~0.06 左右, 阻尼主要来源于部件的摩擦和材料内部阻尼, 符合较小阻尼比的假设。此外, 要增大阻尼比可以在 PTMD 上适当增加约束阻尼层材料以提高耗能效果。固有频率与悬伸长度函数拟合结果如图 8 所示, 拟合精度 $R^2 = 0.99991$, 拟合效果良好, 同时也进行了不同悬伸长度数据的测试验证, 频率预测结果与试验测试结果非常接近。可以根据机器人末端模态拟合结果, 结合 PTMD 固有频率拟合曲线去调节悬伸长度。此外, 通过改变单摆梁的几何尺寸可以满足不同固有频率范围的减振需求, 如针对更高频的减振需求, 可以考虑减小悬伸长度的同时增加单摆梁厚度的方法提高单摆梁刚度 k_1 , 进而提高其固有频率。对于多模态共存情况, 则可采用多自由度 PTMD 的抑振策略, 通过在单摆梁上集成多质量块, 或者通过多单摆梁-

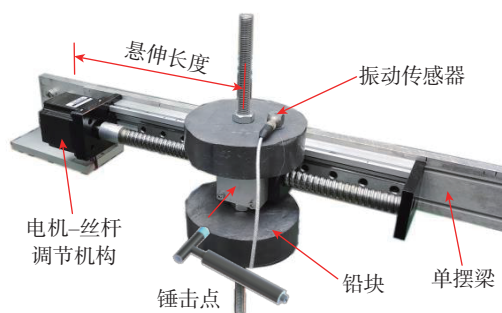
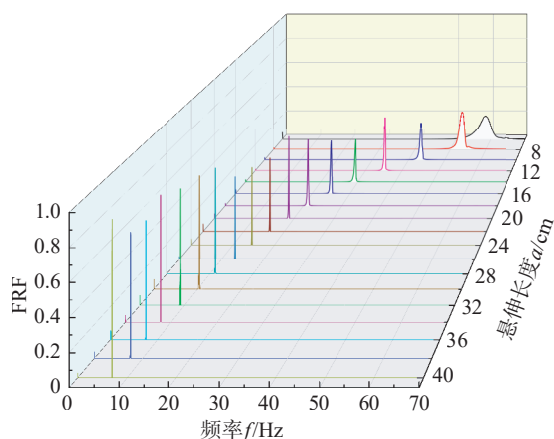


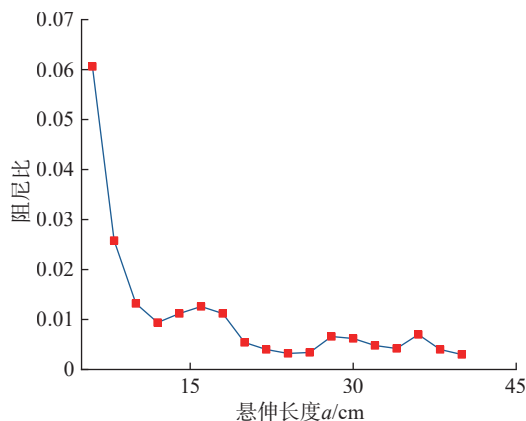
图 6 PTMD 设计

Fig.6 Design of PTMD

质量块的附加,形成多自由度 PTMD 结构,相较于单自由度 PTMD,即使主振动系统存在多个模态频率共存的情况,相对应的调谐频率也会发挥作用,从而仍然能够发挥 PTMD 的抑振作用。



(a) 频响函数测试结果



(b) 实测阻尼比

图 7 PTMD 频响函数与阻尼比测试结果

Fig.7 Experimental FRFs and damping ratios of PTMD

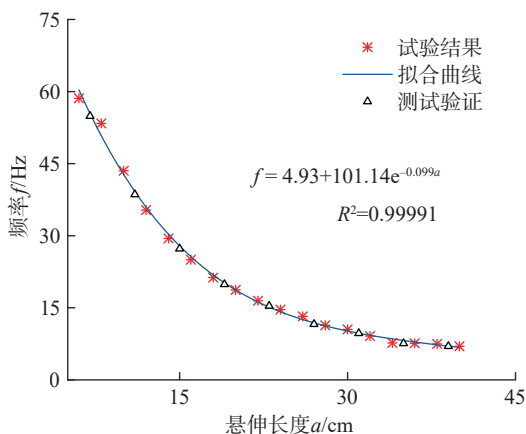


图 8 PTMD 固有频率与悬伸长度函数拟合结果

Fig.8 Fitting results of the natural frequency f as a function of the PTMD overhang length a

3 机器人铣削抑振试验验证

3.1 试验系统组成

利用六自由度 Comau 工业机器人搭建机器人加工试验系统,末端执行器为翌格电主轴,切削工具选用厦门金鹭的 $\Phi 10$ mm 3 齿硬质合金立铣刀,将 PTMD 安装在末端执行器上以验证其抑振效果,工件材料为铝合金 7050,利用 PCB356A15 三轴加速度传感器与相应采集卡记录机器人末端法兰振动信号,采样频率为 5120 Hz,试验系统如图 9 所示。

试验采用的 PTMD 摆动方向设计为机器人末端执行器坐标系 Y_H 方向,将预调节刚度的 PTMD 安装在末端执行器电主轴的抱夹套上,为了更好地对比不同姿态下 PTMD 的抑振效果,开展两种机器人不同姿态的切削试验,机器人姿态与切削参数如表 2 所示,机器人姿态如图 10 所示。

拟合的机器人前三阶模态中,由于机器人第 3 阶模态是关节 q_3 柔性引发的振动模态,同时关节 q_3 刚度低于 q_1 、 q_2 ^[28],在切削载荷作用下此模态较易被激发,因此选择抑振频率为拟合的第 3 阶模态频率,根据 1.2 节机器人末端模态参数拟合方法,机器人在姿态 1 下第 3 阶模

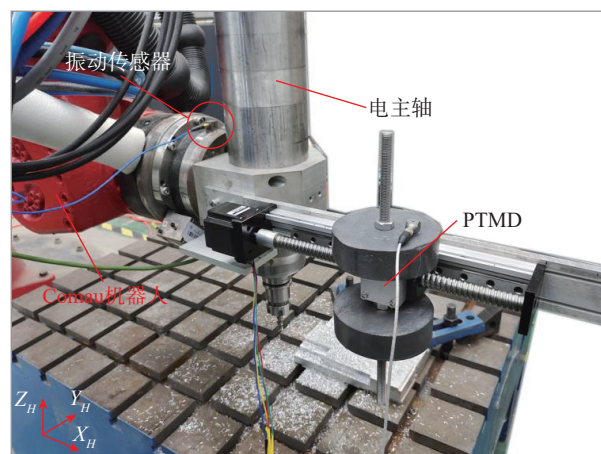


图 9 试验系统组成

Fig.9 Experimental setup

表 2 切削参数表

Table 2 Milling parameters

参数	工况 1	工况 2	工况 3
姿态	姿态 1	姿态 1	姿态 2
主轴转速 n / (r/min)	3000	4000	3000
进给速度 f / (mm/min)	120	120	120
切削深度 a_p / mm	2	3	3
切削宽度 a_e / mm	5	5	5

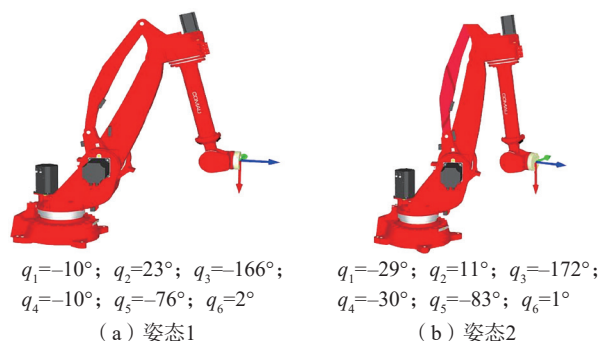


图 10 机器人姿态
Fig.10 Postures of the robot

态频率为 15.2 Hz;机器人在姿态 2 下第 3 阶模态频率为 14.0 Hz,将姿态 1 的第 3 阶模态频率作为调谐频率,通过拟合函数可将悬伸长度调节为 23.1 cm。考虑到质量比不能过小,否则会影响抑振效果,受限与空间与附加质量对结构的影响,质量比也不宜过大,通常限定在 5% 以内^[29],拟定质量块质量为 4 kg,质量比约为 0.025。

3.2 振动信号分析与结果讨论

利用快速傅里叶变换(FFT)对采集到的振动信号进行频谱分析,3 种工况下振动信号时域图及频谱图如图 11 所示,其中,SRF 为主轴旋转频率 $SRF=n/60$ (n 为主轴转速),可以看出,工况 1 未附加 PTMD 时,铣削过程发生明显低频颤振(15 Hz,接近第 3 阶模态频率 15.2 Hz);附加 PTMD 时,低频颤振被有效抑制,振动信号频谱中仅存在由于刀具旋转与工件周期性接触产生的主轴旋转频率(50 Hz)及其谐波处。附加 PTMD 前后信号均方根(RMS)值分别为 7.1 m/s^2 和 5.9 m/s^2 ,降低了 17.0%。工况 2 未附加 PTMD 时铣削过程发生明显低频颤振(15 Hz,接近第 3 阶模态频率 15.2 Hz);附加 PTMD 时,低频颤振被有效抑制,振动信号频谱中仅存在主轴旋转频率(66.67 Hz)及其谐波处。附加 PTMD 前后信号均方根(RMS)值分别为 8.3 m/s^2 和 4.5 m/s^2 ,降低了 45.8%。工况 3 未附加 PTMD 时铣削过程发生明显低频颤振(14.3 Hz,接近第 3 阶模态频率 14.0 Hz);附加 PTMD 时,低频颤振被有效抑制,振动信号频谱中仅存在主轴旋转频率(50 Hz)及其谐波处,同时可以观察到时域信号幅值大幅降低,附加 PTMD 前后信号均方根(RMS)值分别为 5.0 m/s^2 和 2.4 m/s^2 ,降低了 52.0%。

为了更好地对比抑振效果,同时进行了 3 种工况在减振方向更换为基坐标系 X_H 方向时的铣削试验,采集到的振动信号频谱如图 12 所示,通过分析可得,无论是 PTMD 安装于 Y_H 方向或者 X_H 方向,只要其固有频率与机器人低频颤振模态频率匹配,都可以抑制机器人低频

颤振,这主要因为机器人低频颤振是关节弱刚性引发的小臂整体抖动,既有 X 方向又有 Y 方向的振动,而抑制一个方向的振动会诱导另一个方向无法形成颤振条件,从而实现两个方向的振动抑制。

采用手持式表面粗糙度检测仪测量铣削后工件表面粗糙度,测量结果如图 13 所示,可以看出附加 PTMD 铣削相较于未附加 PTMD 铣削,表面粗糙度 R_a 值明显降低,3 种工况下降低约 60% 左右。

由以上分析可得,当机器人模态发生小范围变化时,预调谐的 PTMD 在不同位姿下依然有效,由 2.1 节分析可得,PTMD 抑振频率范围是在一个区间范围内,即 PTMD 与机器人系统固有频率之比在 1 附近时均能起到减振效果,因此 PTMD 适用于机器人位姿变化不剧烈或切削路径相对较短的切削场合。针对机器人位姿剧烈变化的大型构件加工场景,为了使 PTMD 能适应多位姿、多路径的加工需求,需要进一步研究开发 PTMD 的在线快速调谐方法,即采用在线控制算法,通过实时控制 PTMD 的频响特性,从而与机器人本体模态特性进行匹配,起到更好地抑振效果,这同时也是后续研究工作的重要方向。

作为比较,在同样的加工系统上进行了降切深与变转速的切削试验,通过试验结果发现,若采用优化切削参数的抑振方法,比如将 3 种工况切削深度降低 1 mm,3 种工况下均可实现无颤振切削,但是显著降低了加工效率,而采用更高转速(即 6000 rpm 以上)虽可避免出现低频颤振,但是相应会激发更多的主轴高频模态,导致更复杂的高频颤振发生,且参数选取不当会出现明显的刀具破损现象。调整姿态也可避免颤振现象出现,但是往往受限与实际工作空间或工件装夹位置,无法调整切削姿态,因此 PTMD 方法适用于空间受限,又要保证加工效率的应用场景,虽然附加 PTMD 会增加系统复杂度,但是 PTMD 本身的单摆梁结构组成已十分简单可靠,相较于复杂的电涡流阻尼减振、电磁阻尼减振等装置具备成本低的显著优势。

此外,由于附加质量仅 4 kg,相对于机器人末端执行器电主轴(约 30 kg)的质量较小,本身并不会对机器人负载与动态性能产生较大的影响,然而单摆梁的特性可能会引发机器人在变换姿态、高速高加速运动的过程中(往往是加工的间隙)出现非线性动力学特性引发的不稳定抖动现象或是碰撞干涉现象,因此后续研究工作需要重点考虑 PTMD 的结构与控制逻辑,比如进行更加紧凑的设计或是在机器人变换姿态时主动将悬伸的质量块收回,避免在加速度变化较快时产生不稳定的抖动现象。

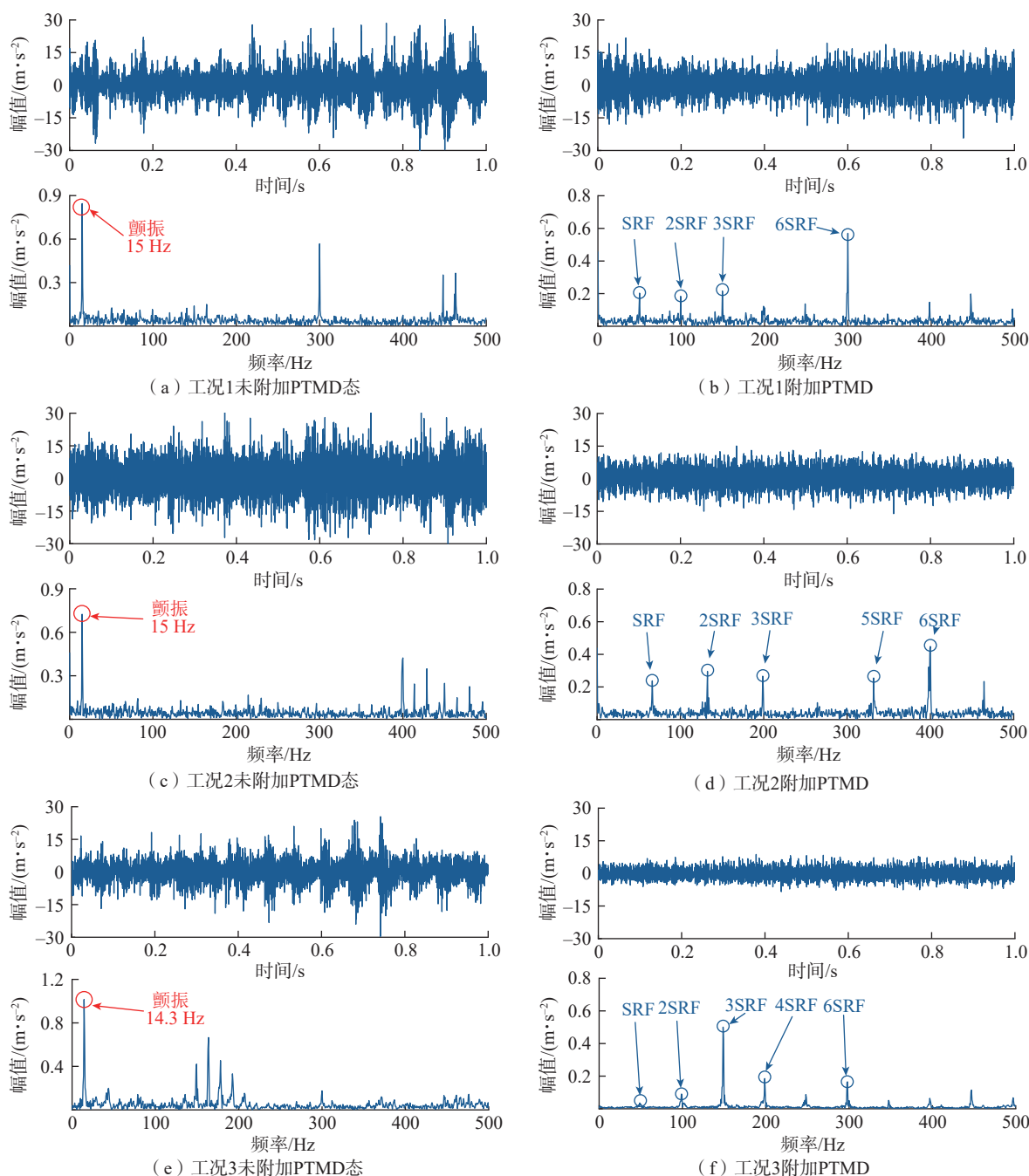
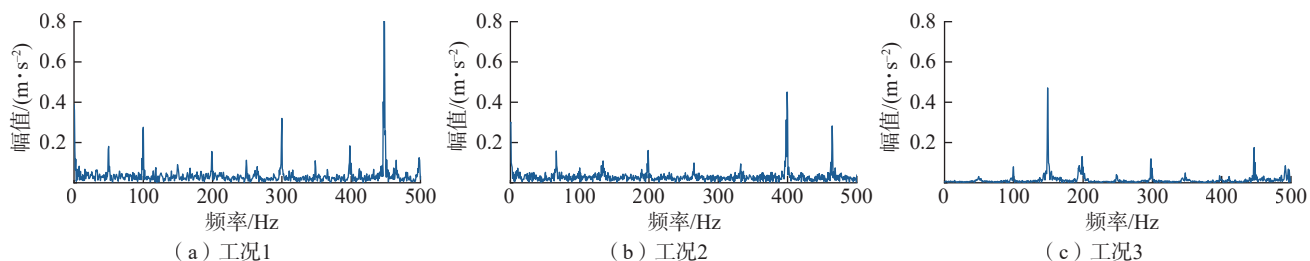


图 11 机器人铣削振动信号与频谱图

Fig.11 Vibration measurements of robotic milling and FFT results

图 12 减振方向为基坐标系 X_H 方向时机器人铣削振动信号频谱图Fig.12 FFT results of vibration measurements in robotic milling with vibration suppression direct X_H

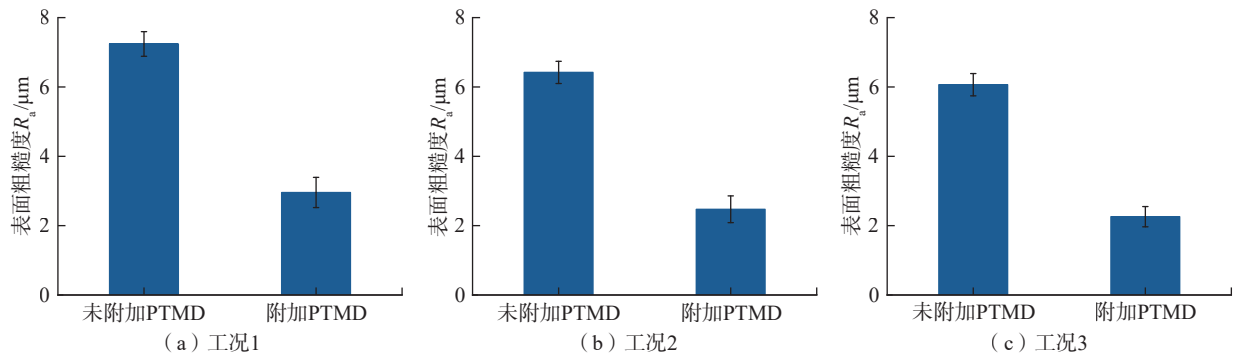


图 13 表面粗糙度测量结果

Fig.13 Measurements of surface roughness

4 结论

本文利用调谐质量阻尼器进行机器人铣削过程低频颤振抑制,设计了可调刚度的单摆式调谐质量阻尼器,得出以下结论。

(1)建立了机器人末端笛卡尔空间动力学模型,通过模态激励试验拟合了机器人末端低频模态频率与阻尼比;建立调谐质量阻尼器附加于机器人末端的动力学模型,分析得到激振频率接近机器人的低频固有频率时,可达到较为理想的系统减振性能。

(2)设计了可调刚度单摆式调谐质量阻尼器,并通过模态试验拟合了固有频率随质量块悬伸长度的变化规律,给刚度预调节过程提供数值计算依据。

(3)通过机器人铣削试验验证,发现未附加单摆式调谐质量阻尼器时铣削过程发生明显低频颤振,颤振频率接近机器人末端第3阶模态频率,附加单摆式调谐质量阻尼器时,低频颤振被有效抑制,振动信号频谱中仅存在主轴旋转频率及其谐波。

参考文献

[1] 刘阔,姜业明,黄任杰,等. 虑及颤振在线抑制的机床高效自适应加工技术研究[J]. 机械工程学报, 2024, 60(6): 104–113.

LIU Kuo, JIANG Yeming, HUANG Renjie, et al. Research on high-efficiency adaptive machining technology of machine tools considering online chatter suppression[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2024, 60(6): 104–113.

[2] QUINTANA G, CIURANA J. Chatter in machining processes: A review[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51(5): 363–376.

[3] YUAN L, PAN Z X, DING D H, et al. A review on chatter in robotic machining process regarding both regenerative and mode coupling mechanism[J]. IEEE/ASME Transactions on Mechatronics, 2018, 23(5): 2240–2251.

[4] CORDES M, HINTZE W, ALTINTAS Y. Chatter stability in robotic milling[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2019, 55: 11–18.

[5] 籍永建,韩启超,徐小康. 包含机器人-主轴系统耦合效应的铣削颤振稳定性分析[J]. 振动与冲击, 2025, 44(6): 13–27.

JI Yongjian, HAN Qichao, XU Xiaokang. Robotic milling chatter stability analysis considering the coupling effects between the robot and spindle system[J]. Journal of Vibration and Shock, 2025, 44(6): 13–27.

[6] 叶松涛,严思杰,李文韬,等. 面向机器人铣削加工的刀尖动态特性分析与稳定性预测[J]. 机械工程学报, 2022, 58(17): 261–275.

YE Songtao, YAN Sijie, LI Wentao, et al. Analysis of tool tip dynamic characteristics and stability prediction for robotic milling tasks[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2022, 58(17): 261–275.

[7] CHEN K, XU P, LI B. Interactive coupling of structural dynamics and milling forces for high-frequency stability prediction in robotic milling[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2024, 86: 102676.

[8] CEN L J, MELKOTE S N. CCT-based mode coupling chatter avoidance in robotic milling[J]. Journal of Manufacturing Processes, 2017, 29: 50–61.

[9] 杜鑫月. 关节型机器人铣削加工位姿变化及颤振分析研究[D]. 长春: 吉林大学, 2022.

DU Xinyue. Research on pose change and flutter analysis of articulated robot in milling[D]. Changchun: Jilin University, 2022.

[10] 李法贵. 位姿相关的机器人铣削系统模式识别及加工稳定性预报研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2022.

LI Fagui. Research on pose-dependent modal recognition and machining stability prediction of robotic milling systems[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2022.

[11] HE F X, LIU Y, LIU K. A chatter-free path optimization algorithm based on stiffness orientation method for robotic milling[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 101(9): 2739–2750.

[12] TUNC L T, STODDART D. Tool path pattern and feed direction selection in robotic milling for increased chatter-free material removal rate[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89(9): 2907–2918.

[13] 王龙,林兴浩,王彬,等. 机器人铣削加工轨迹研究现状及发展趋势[J]. 机床与液压, 2022, 50(18): 136–141.

WANG Long, LIN Xinghao, WANG Bin, et al. Research status and development trend of robot milling trajectory[J]. Machine Tool &

Hydraulics, 2022, 50(18): 136–141.

[14] QIN H J, YUWEN L, XIONG X. Workpiece pose optimization for milling with flexible-joint robots to improve quasi-static performance[J]. Applied Sciences, 2019, 9(6): 1044.

[15] MOUSAVI S, GAGNOL V, BOUZGARROU B C, et al. Stability optimization in robotic milling through the control of functional redundancies[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2018, 50: 181–192.

[16] LI J, LI B, SHEN N Y, et al. Effect of the cutter path and the workpiece clamping position on the stability of the robotic milling system[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 89(9): 2919–2933.

[17] 杨靖, 张小俭, 吴毅, 等. 基于刚度定向的工业机器人铣削姿态优化研究[J]. 中国机械工程, 2022, 33(16): 1957–1964.

YANG Jing, ZHANG Xiaojian, WU Yi, et al. Posture optimization based on stiffness orientation method for industrial robotic milling[J]. China Mechanical Engineering, 2022, 33(16): 1957–1964.

[18] LIN Y, ZHAO H, DING H. Posture optimization methodology of 6R industrial robots for machining using performance evaluation indexes[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2017, 48: 59–72.

[19] ZHAO S Q, PENG F Y, SUN H, et al. Robotic milling posture adjustment under composite constraints: A weight-sequence identification and optimization strategy[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2024, 85: 102635.

[20] YUAN L, SUN S S, PAN Z X, et al. Mode coupling chatter suppression for robotic machining using semi-active magnetorheological elastomers absorber[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2019, 117: 221–237.

[21] CHEN F, ZHAO H. Design of eddy current dampers for vibration suppression in robotic milling[J]. Advances in Mechanical Engineering, 2018, 10(11): 1687814018814075.

[22] GUO K, ZHANG Y R, SUN J. Towards stable milling: Principle and application of active contact robotic milling[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2022, 182: 103952.

[23] SUN K, TANG X W, XIN S H, et al. A joint electromagnetic torsional actuator for low-frequency chatter suppression in robotic milling[J]. Procedia CIRP, 2025, 133: 233–238.

[24] 赵威, 李波, 刘鹏, 等. 基于磁流变弹性体吸振器的机器人铣削颤振闭环控制研究[J]. 振动工程学报, 2025, 38: 1–10.

ZHAO Wei, LI Bo, LIU Peng, et al. Closed-loop control of the chatter in robotic milling based on magnetorheological elastomer absorber[J]. Journal of Vibration Engineering, 2025, 38: 1–10.

[25] CELIKAG H, OZTURK E, SIMS N D. Can mode coupling chatter happen in milling?[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2021, 165: 103738.

[26] HUYNH H N, ASSADI H, RIVIÈRE-LORPHEVRE E, et al. Modelling the dynamics of industrial robots for milling operations[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2020, 61: 101852.

[27] HUYNH H N, ASSADI H, DAMBLY V, et al. Direct method for updating flexible multibody systems applied to a milling robot[J]. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, 2021, 68: 102049.

[28] 杨斌. 机器人铣削过程共振吸能颤振抑制与信号熵特征度量的颤振监测研究[D]. 济南: 山东大学, 2023.

YANG Bin. Research on resonance energy absorption-based chatter suppression and signal entropy features-based chatter detection in robotic milling process[D]. Jinan: Shandong University, 2023.

[29] 孙帆, 杨德健, 薛倩. 不同形式的 TMD 系统对超高层结构振动控制分析对比[J]. 世界地震工程, 2016, 32(2): 247–254.

SUN Fan, YANG Dejian, XUE Qian. Different forms of TMD system analyzed the vibration control of the high-rise structure[J]. World Earthquake Engineering, 2016, 32(2): 247–254.

(责编 晓月)