

DOI:10.11784/tdxbz202306015

## 箱底薄壁瓜瓣镜像铣削加工稳定性分析

秦旭达<sup>1</sup>, 刘雪峰<sup>1,2</sup>, 张绍璞<sup>1</sup>, 崔鑫<sup>2</sup>, 刘见<sup>1</sup>, 李士鹏<sup>1</sup>

(1. 天津大学机械工程学院, 天津 300350; 2. 天津航天长征火箭制造有限公司, 天津 300462)

**摘要:** 贮箱箱底采用薄壁瓜瓣拼焊技术成形, 瓜瓣尺寸大、壁厚薄, 针对其镜像铣削加工过程中的易发生颤振问题, 提出一种薄壁瓜瓣镜像铣削加工的稳定性分析方法。首先, 根据铣削力的相互作用关系, 将整个镜像铣削加工系统分为机床主轴-刀具子系统和工件-辅助支撑子系统, 建立由再生效应产生的动态切削厚度模型和圆弧铣刀动态铣削力模型, 建立同时考虑刀具端径向两个方向和工件端法向振动的刀具-工件-辅助支撑系统三自由度动力学模型。然后, 基于锤击实验法获取机床主轴-刀具子系统、工件-辅助支撑子系统的动力学参数, 基于半离散时域法对薄壁瓜瓣镜像铣削加工稳定性进行预测。最后, 开展薄壁瓜瓣镜像铣削加工实验, 分析提出的薄壁瓜瓣镜像铣削加工稳定性预测方法的准确性。结果表明: 辅助支撑的引入使工件远离刀具位置法向局部刚度最高提升了约 7 倍, 与刀具径向刚度相近, 都处在  $1 \times 10^7$  N/m 数量级, 刀具端和工件端的动力学特性会同时影响整个镜像铣削系统的加工稳定性, 铣削动力学模型中工件子系统和刀具子系统需同时考虑。建立的三自由度动力学模型及预测的稳定域具有较高的预测精度, 对实现薄壁瓜瓣的稳定高效加工具有重要的理论意义和工程应用价值。针对 3.35 m 级贮箱箱底薄壁瓜瓣镜像铣削加工, 考虑到精加工中薄壁瓜瓣减薄厚度要求, 主轴转速选择在 6 000~7 000 r/min 范围时, 推荐切深选择 1.0 mm。

**关键词:** 贮箱箱底; 薄壁件; 稳定性分析; 镜像铣削

中图分类号: TG54

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2024)11-1161-09

## Stability Analysis for Mirror Milling of Thin-Walled Melon Flap on Box Bottom

Qin Xuda<sup>1</sup>, Liu Xuefeng<sup>1,2</sup>, Zhang Shaopu<sup>1</sup>, Cui Xin<sup>2</sup>, Liu Jian<sup>1</sup>, Li Shipeng<sup>1</sup>

(1. School of Mechanical Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2. Tianjin Aerospace CZ Rocket Manufacturing Co., Ltd., Tianjin 300462, China)

**Abstract:** The bottom of storage box is formed using thin-walled melon flap welding technology. However, the melon petal is large and the wall is thin. To address the problem of chatter during mirror milling, a stability analysis method for thin-walled melon flap mirror milling was proposed. First, on the basis of the interaction of milling forces, the entire mirror milling machining system was divided into a machine spindle-tool subsystem and a workpiece-auxiliary support subsystem. A dynamic cutting thickness model generated by a regeneration effect, a dynamic milling force model of an arc milling cutter, and a three-degree-of-freedom dynamic model of the tool-workpiece-auxiliary support system that considered both the radial direction of the tool end and the normal vibration of the workpiece end were established. Then, based on the hammer experiment method, the dynamic parameters of the machine spindle-tool subsystem and the workpiece-auxiliary support subsystem were obtained. The semi-discrete time domain method was used to predict the stability of thin-walled melon flap mirror milling processing. Finally, we conducted experiments on the mirror milling of thin-walled melon flaps and analyzed the accuracy of the proposed stability pre-

收稿日期: 2023-06-21; 修回日期: 2023-11-14.

作者简介: 秦旭达 (1973—), 男, 博士, 教授, qxd@tju.edu.cn.

通信作者: 李士鹏, shipengli@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52075380, 52275459); 天津市自然科学基金资助项目 (21JCYBJC00610).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 52075380, No. 52275459), the Natural Science Foundation of Tianjin, China (No. 21JCYBJC00610).

diction method. The results show that the introduction of auxiliary support increases the normal local stiffness of the workpiece away from the fixture position by about seven times, similar to the radial stiffness of the tool and in the order of  $1 \times 10^7$  N/m. The dynamic characteristics of the tool end and workpiece end simultaneously affect the machining stability of the entire mirror milling system. The workpiece subsystem and tool subsystem in the milling dynamics model must be considered simultaneously. The established three-degree-of-freedom dynamic model and predicted stability domain have high prediction accuracy. This has important theoretical significance and engineering application value for achieving stable and efficient machining of thin-walled melon flaps. For the mirror milling of thin-walled melon flap on the bottom of a 3.35-m-level storage tank, considering the thickness reduction requirements of thin-walled melon flaps in precision machining, when the spindle speed is in the range of 6 000—7 000 r/min, a cutting depth of 1.0 mm is recommended.

**Keywords:** bottom of storage box; thin-walled part; stability analysis; mirror milling

随着技术储备和制造业实力的不断进步,中国在航空航天领域取得了令人瞩目的成就. 运载火箭作为人类克服地球引力、进入太空的唯一工具,其制造水平是国家科技实力和综合国力的重要体现<sup>[1]</sup>. 其中火箭贮箱作为贮存推进剂的容器,是重型运载火箭研制中极为关键的部件,被誉为火箭上的“王冠”,不仅有超大的尺寸,占火箭体积的大部分,也是火箭的承力结构,是我国发展重型运载火箭的关键技术之一<sup>[2]</sup>. 箱底作为箭体结构中的关键部件,通常为椭圆形或球形的薄壁构件<sup>[3]</sup>,其轻量化制造和成形后的力学性能和加工精度直接影响着全箭的性能好坏.

中国 3 m 级以上的箱底主要采用瓜瓣顶盖拼焊技术成形,箱体材料为 2219 铝合金,主要由顶盖、瓜瓣和过渡环等组成<sup>[4]</sup>. 箱底制造时首先需要加工出尺寸和性能满足要求的瓜瓣状薄壁曲面件,再采用搅拌摩擦焊技术将各个瓜瓣组合为整体箱底. 其中薄壁瓜瓣主要采用拉伸成形和镜像铣削加工相结合的工艺路线进行成形<sup>[5]</sup>. 但由于瓜瓣的尺寸大、壁厚超薄、形状复杂,在自重、铣削力、切削振动的耦合作用下极易发生加工变形,严重影响箱底的形状精度和力学承载性能.

镜像铣削加工技术是近年来出现的一种可实现薄壁件高精度生产的加工工艺. 机床的主轴加工头与支撑模块的辅助支撑头始终保持在同一法矢方向同步运动,如同镜像般分布于薄壁件两侧. 通过支撑头可有效提高薄壁件的局部刚度,保证薄壁件的加工精度<sup>[6-8]</sup>. Lan 等<sup>[9]</sup>围绕镜像铣削动力学模型分析了刀具支撑偏心距、支撑刚度对薄板振动的影响,并通过实验验证镜像铣削辅助支撑对抑制加工颤振的有效性. 王昌瑞等<sup>[10]</sup>针对薄壁蒙皮镜像铣削过程中由支撑头移动所导致的系统动力学特性变化,利用锤击实验和有限元分析结合的方法获取了薄壁件 5 个不同阶段的动力学参数,进而实现了对不同加工位置的稳

定性预测. Bo 等<sup>[11]</sup>研究了薄壁件镜像加工时在不同支撑力作用下对加工系统动力学特性的影响规律,研究发现,在工件-辅助支撑接触稳定前,薄壁件的动力学参数和加工稳定性随着支撑力的增大而增大. 上述文献主要研究了平板薄壁件引入支撑后加工系统的动力学特性演变,尤其是不同支撑力对镜像铣削加工系统稳定性的影响. 然而,箱底瓜瓣沿刀轴方向刚度极低,现有的研究较少同时考虑刀具端径向两个方向和工件端法向的振动,并且刀具-工件-辅助支撑的动态交互作用使得铣削力建模和系统的动力学参数识别更加复杂.

薄壁件加工过程中的铣削颤振会对机床和刀具寿命、加工效率、工件表面质量等产生较大影响,导致铣削过程中的加工稳定性难以保证. 目前,稳定性叶瓣图(stability lobe diagram, SLD)是薄壁构件加工稳定性最直观的表达方式<sup>[12-17]</sup>. Thevenot 等<sup>[18]</sup>研究发现加工系统颤振会随着加工位置的改变而发生变化,进而建立了考虑加工位置、主轴转速、轴向切深对薄壁件加工稳定性影响的三维稳定性叶瓣图. Song 等<sup>[19]</sup>和鞠岗岗<sup>[20]</sup>基于薄壁叶片由于材料去除效应所导致的工件动态特性变化规律提出了相应的控制方程,并且利用半离散法绘制得到的三维稳定性极限图与加工实验的各种工况结果具有良好的吻合度. 然而,薄壁瓜瓣镜像铣削过程中辅助支撑实时移动使得加工系统的动力学特性不断变化,导致影响系统稳定性变化的因素增多,加工稳定性预测难度增大. 目前国内外关于薄壁瓜瓣曲面件镜像铣削加工稳定性研究内容较少,对于薄壁瓜瓣镜像铣削加工过程中的三自由度动力学模型建模、铣削参数对薄壁瓜瓣镜像铣削加工颤振的影响亟需进一步深入研究.

为了避免箱底瓜瓣在镜像铣削加工过程中出现加工颤振问题,本文采用理论建模和实验研究相结合的方法建立刀具-工件-辅助支撑系统的三自由度动

力学模型,研究刀具-工件-辅助支撑动态交互作用下镜像铣削加工系统的加工稳定性变化规律.利用半离散时域法求解镜像铣削加工系统的稳定性叶瓣图,实现对薄壁瓜瓣稳定切削的准确预测.

## 1 镜像铣削加工系统动力学建模

### 1.1 薄壁瓜瓣镜像铣削加工系统

贮箱箱底瓜瓣实际生产过程中的镜像铣削加工装备如图1所示,该双五轴镜像铣削加工系统包括主轴铣削系统、辅助支撑系统和控制系统,其中主轴铣削系统由标准AC双摆五轴铣削头和可以进行实时厚度补偿的补偿轴W轴组成,辅助支撑系统由标准AB双摆五轴支撑头、厚度实时监测装置和气动阻尼辅助支撑装置组成.气动阻尼辅助支撑由6个沿直径120mm的分度圆周向均匀分布的球形支撑头组成,该辅助支撑具有良好的曲面适应性,控制系统通过PID方式控制电磁比例阀,调节气压大小可保证辅助支撑在跟随过程中提供恒定不变的支撑力.镜像铣削加工过程中,铣刀和辅助支撑分别布置于薄壁瓜瓣工件两侧,控制系统控制辅助支撑系统跟随主轴刀具实现同步运动,并始终保持辅助支撑轴线方向与刀轴方向一致.同时厚度实时监测装置通过多个测量传感器对加工过程中的工件厚度进行实时监测,并将厚度数据反馈到主轴铣削系统,通过补偿轴W轴对切削深度进行实时补偿实现对工件厚度的闭环控制,以保证薄壁瓜瓣的加工精度.

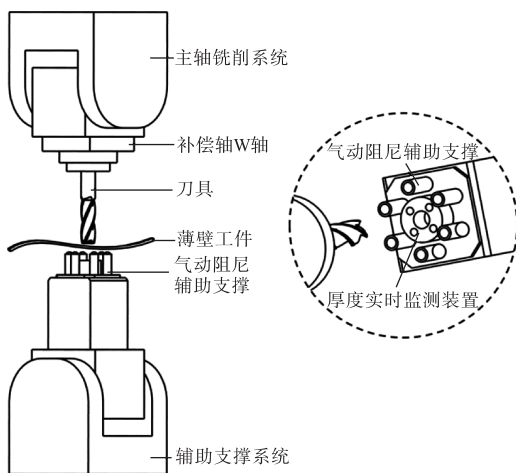


图1 贮箱箱底瓜瓣镜像铣削加工装备

Fig.1 Mirror milling equipment for flaps on the bottom of a storage box

### 1.2 三自由度镜像铣削加工系统动力学建模

建立考虑刀具径向  $x$ 、 $y$  方向和工件法线方向振

动的三自由度质量-弹簧-阻尼镜像铣削加工系统动力学模型,如图2所示.在加工过程中,动态切削力同时作用于刀具和工件,是一组作用力与反作用力.因此,根据铣削力的相互作用关系,将整个镜像铣削加工系统分为机床主轴-刀具子系统和工件-辅助支撑子系统,并建立该加工系统的动力学方程,如式(1)所示.

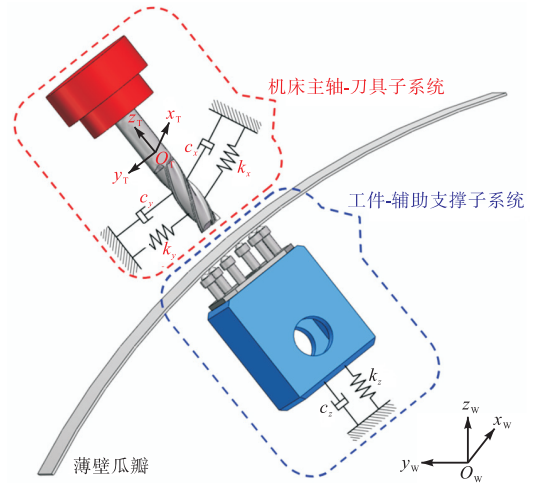


图2 三自由度镜像铣削加工系统动力学模型

Fig.2 Dynamics model of a three-degree-of-freedom mirror milling system

$$\begin{bmatrix} m_x & 0 & 0 \\ 0 & m_y & 0 \\ 0 & 0 & m_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{x} \\ \ddot{y} \\ \ddot{z} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} c_x & 0 & 0 \\ 0 & c_y & 0 \\ 0 & 0 & c_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{x} \\ \dot{y} \\ \dot{z} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} \quad (1)$$

式中:  $m_x$ 、 $c_x$ 、 $k_x$  和  $m_y$ 、 $c_y$ 、 $k_y$  分别表示刀具坐标系下机床主轴-刀具子系统  $x$  和  $y$  方向的模态质量、阻尼和刚度;  $m_z$ 、 $c_z$ 、 $k_z$  分别表示刀具坐标系下工件-辅助支撑子系统  $z$  方向(工件法线方向)的模态质量、阻尼和刚度;  $F_x$ 、 $F_y$ 、 $F_z$  分别表示机床主轴-刀具子系统在  $x$ 、 $y$  方向和工件-辅助支撑子系统在  $z$  方向受到的动态铣削力;  $[\ddot{x} \ \ddot{y} \ \ddot{z}]^T$ 、 $[\dot{x} \ \dot{y} \ \dot{z}]^T$ 、 $[x \ y \ z]^T$  分别表示系统的振动加速度、振动速度和振动位移.由于交叉频响函数对系统的稳定性分析结果影响很小,故在动力学方程中忽略系统耦合模态参数.

该三自由度动力学方程左端需要输入由整个镜像铣削加工系统频率响应函数拟合得到的动力学参数,右端需要输入的是周期性变化的动态铣削力.假设在动态铣削力作用下刀具端、工件端的动态位移分别为  $\delta_t$ 、 $\delta_w$ ,机床主轴-刀具子系统和工件-辅助支撑

子系统所受的铣削力分别为  $F_t$  和  $F_w$ , 它们是一组大小相等、方向相反的相互作用力. 刀具端和工件端的频率响应函数  $H_t(w)$ 、 $H_w(w)$  如式 (2) 所示. 因此, 整个镜像铣削加工系统的频率响应函数  $H(w)$  可如式 (3) 所示.

$$\begin{cases} H_t(w) = \frac{\delta_t}{F_t} \\ H_w(w) = \frac{\delta_w}{F_w} \end{cases} \quad (2)$$

$$H(w) = \frac{\delta_t}{F_t} + \frac{\delta_w}{F_w} = H_t(w) + H_w(w) \quad (3)$$

由式 (3) 可知, 整个镜像铣削加工系统的频率响应函数可由机床主轴-刀具子系统和工件-辅助支撑子系统的频响函数叠加得到, 因此可以利用锤击实验法分别求出两个子系统的频响函数, 通过系统辨识拟合出动力学参数, 进而求解得到整个镜像铣削加工系统的动力学参数.

## 2 动态铣削力建模与求解

箱底瓜瓣镜像铣削加工采用端铣的方式, 端铣轴向切深较小, 因而在端铣铣削力建模中通常忽略刀具的变形<sup>[21-22]</sup>. 因此, 根据铣刀瞬时刚性力模型<sup>[23]</sup>, 将铣刀的切削刃沿轴线方向等间隔离散为一系列的微元切削刃, 铣削力微元可以分为剪切力微元和犁耕力微元, 由于在实际加工过程中剪切力系数远远大于犁耕力系数, 是产生动态铣削力的主要来源, 因此忽略犁耕力和静态铣削力作用, 最终刀具上每个微元切削刃的动态铣削力表达式为

$$\begin{cases} dF_t = K_{tc} h_d(\varphi_{i,j,z}) db \cdot g(\varphi_{i,j,z}) \\ dF_r = K_{rc} h_d(\varphi_{i,j,z}) db \cdot g(\varphi_{i,j,z}) \\ dF_a = K_{ac} h_d(\varphi_{i,j,z}) db \cdot g(\varphi_{i,j,z}) \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $dF_t$ 、 $dF_r$  和  $dF_a$  分别表示微元切削刃受到的切向动态铣削力、径向动态铣削力和轴向动态铣削力;  $K_{tc}$ 、 $K_{rc}$  和  $K_{ac}$  分别表示切向铣削力系数、径向铣削力系数和轴向铣削力系数;  $h_d(\varphi_{i,j,z})$  表示微元切削刃的瞬时动态切削厚度;  $db$  表示微元切削刃的切削高度, 其值为  $dz/\sin\kappa$ ;  $g(\varphi_{i,j,z})$  是单位阶跃函数, 用来判定某时刻刀具微元切削刃是否参与切削.

再生型颤振的振动过程是动态铣削力和动态切削厚度不断相互作用的过程, 动态切削厚度在数值上等于实际切削厚度与静态切削厚度的差值<sup>[24-25]</sup>, 是影响动态铣削力和加工颤振的重要参数. 对于三自由

度振动系统, 需要考虑圆弧铣刀和薄壁工件在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  3 个方向振动所产生的动态切削厚度, 如图 3 所示.

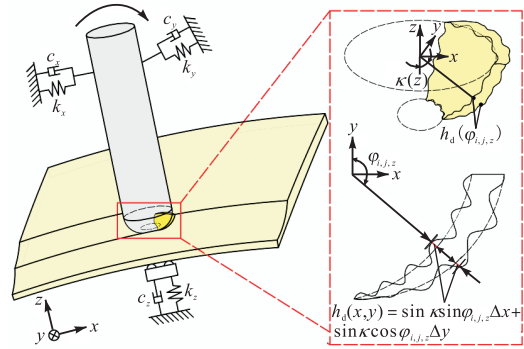


图 3 镜像铣削加工系统动态切削厚度示意  
Fig.3 Dynamic cutting thickness diagram for the mirror milling system

假设刀具的过齿周期为  $T$ , 由刀具和工件在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向当前刀齿周期和前一刀齿周期振动所产生的动态位移差值可表示为

$$\begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \\ \Delta z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x(t) - x(t-T) \\ y(t) - y(t-T) \\ z(t) - z(t-T) \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中  $x(t)$ 、 $y(t)$ 、 $z(t)$  和  $x(t-T)$ 、 $y(t-T)$ 、 $z(t-T)$  分别为  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向当前刀齿周期刀具-工件的振动位移与前一刀齿周期刀具-工件的振动位移. 因此, 可以推导得到动态切削厚度  $h_d(\varphi_{i,j,z})$  的计算公式为

$$h_d(\varphi_{i,j,z}) = \sin \kappa \sin \varphi_{i,j,z} \cdot \Delta x + \sin \kappa \cos \varphi_{i,j,z} \cdot \Delta y - \cos \kappa \cdot \Delta z \quad (6)$$

将刀具切削刃所受到总的切向动态铣削力  $F_t$ 、径向动态铣削力  $F_r$ 、轴向动态铣削力  $F_a$  通过坐标转换得到在刀具坐标系  $O-xyz$  下的铣削力为

$$\begin{bmatrix} F_x \\ F_y \\ F_z \end{bmatrix} = a_p \mathbf{A}(t) \begin{bmatrix} \Delta x \\ \Delta y \\ \Delta z \end{bmatrix} = a_p \mathbf{A}(t) \begin{bmatrix} x(t) - x(t-T) \\ y(t) - y(t-T) \\ z(t) - z(t-T) \end{bmatrix} \quad (7)$$

式中  $\mathbf{A}(t)$  是一个  $3 \times 3$  的动态铣削力方向系数矩阵, 矩阵中各个元素分别代表各方向系数. 通过对系数矩阵  $\mathbf{A}(t)$  中的切向、径向、轴向铣削力系数进行辨识可以计算得到铣刀受到的动态铣削力. 因此可以通过槽铣实验标定各系数值, 槽铣实验在 DMU80T 五轴加工中心上进行, 干切削, 采用直径 20 mm 的二刃 PCD 焊接铣刀, 工件材料为 2219 铝合金, 尺寸为 300 mm × 300 mm × 10 mm. 铣削力测量系统主要包括 Kistler 9257A 三向测力仪、Kistler 5070A 电荷放大器、Spider-20E 动态信号分析仪和数据采集仪, 测力仪在  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向的灵敏度分别为 -7.901 pC/N、-7.942 pC/N 和 -3.707 pC/N, 采样频率设置为

12 kHz, 实验测量装置如图 4 所示。

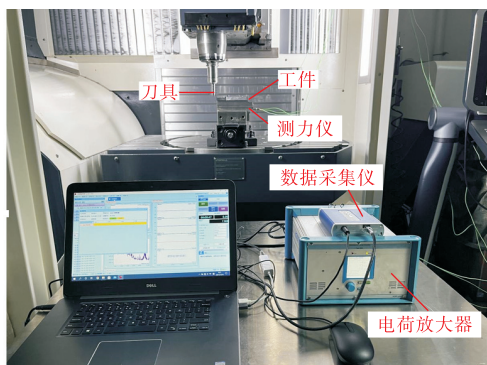


图 4 铣削力系数辨识实验装置

Fig.4 Milling force coefficient identification experimental setup

铣削过程中加工参数选择：主轴转速  $n = 5000 \text{ r/min}$ ，径向切宽  $a_e = 8 \text{ mm}$ ，轴向切深  $a_p$  为  $0.5 \text{ mm}$  和  $1.0 \text{ mm}$ ，同一轴向深度下每齿进给量  $f_z$  分别为  $0.04 \text{ mm/齿}$ 、 $0.06 \text{ mm/齿}$ 、 $0.08 \text{ mm/齿}$ 、 $0.10 \text{ mm/齿}$ 、 $0.12 \text{ mm/齿}$  进行实验，并测量每组铣削参数下的铣削力。根据铣削力系数标定理论对实验得到的平均切削力进行线性回归分析，提取各条回归直线方程的截距以及斜率，标定得到的铣削力系数结果如表 1 所示。

表 1 PCD 铣刀铣削力系数

Tab.1 Milling force coefficients for the PCD milling cutter

铣削力系数/mm	$K_{te}/(\text{N/mm}^2)$	$K_{te}/(\text{N/mm}^2)$	$K_{ae}/(\text{N/mm}^2)$
0.5	220.920	506.122	106.374
1.0	183.820	414.981	54.939
平均值	202.370	460.552	80.657
铣削力系数/mm	$K_{te}/(\text{N/mm}^2)$	$K_{te}/(\text{N/mm}^2)$	$K_{ae}/(\text{N/mm}^2)$
0.5	3.109	9.305	0.201
1.0	3.787	12.728	0.580
平均值	3.448	11.017	0.391

### 3 镜像铣削加工系统动力学参数识别

锤击实验中采用 PCB086D20 冲击力锤对刀具的刀尖点施加激振，采用 PCB 压电式三向加速度传感器采集振动信号，测试原理图如图 5 所示。使用 8 通道 LMS 数据采集系统和 LMS Test.Lab16A 版动态特性分析软件采集和处理激励和响应信号，通过 PolyMAX 算法从频响数据中拟合识别出机床主轴-刀具子系统  $x$ 、 $y$  方向的动力学参数如表 2 所示。

本次锤击实验的测试工件为  $3.35 \text{ m}$  级贮箱箱底的薄壁瓜瓣，箱底整体为椭球面，椭球的长轴半径  $1669 \text{ mm}$ ，短轴半径  $1043 \text{ mm}$ ，瓜瓣为均分的  $1/8$  区域，其理论模型部分距赤道线  $150 \text{ mm}$ ，周边厚区为

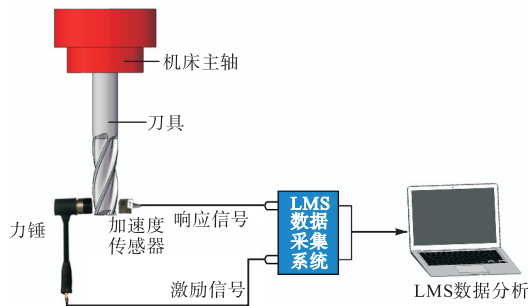


图 5 刀具子系统刀尖点频率响应函数测试原理

Fig.5 Schematic for testing the FRF of the tool tip point of the tool subsystem

表 2 机床主轴-刀具子系统动力学参数

Tab.2 Dynamics parameters of machine spindle-tool subsystem

方向	固有频率/Hz	阻尼比/%	刚度/(N/m)
$x$	1414.07	2.20	$3.92 \times 10^7$
$y$	1413.06	2.10	$3.85 \times 10^7$

焊接区域，宽度  $50 \text{ mm}$ ，壁厚  $4.0 \text{ mm}$ 。薄区为待加工区域，壁厚  $2.0 \text{ mm}$ ，工件材料为 2219 铝合金。搭接模态测试系统获取工件-辅助支撑子系统在不同加工位置的频率响应函数，锤击测试实验设备同上。采用单点激励-单点响应的方式，在两条不同的铣削路径中选取 10 个加工位置进行测试，薄壁瓜瓣和测点布置如图 6 所示。

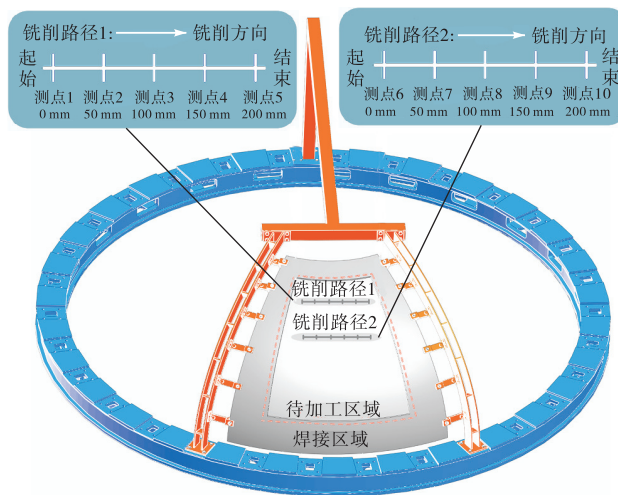


图 6 工件-辅助支撑子系统测点布置

Fig.6 Measuring point arrangement for workpiece-auxiliary support subsystem

实验时首先将加速度传感器固定在薄壁瓜瓣测点处，并保证传感器  $z$  方向沿工件的法线方向，力锤沿工件法向施加激励，加速度传感器采集锤击后工件法向的振动响应信号，实验测试系统现场如图 7 所示。分别测试无辅助支撑和考虑辅助支撑后工件系统的动力学参数，对比分析引入辅助支撑后系统动力

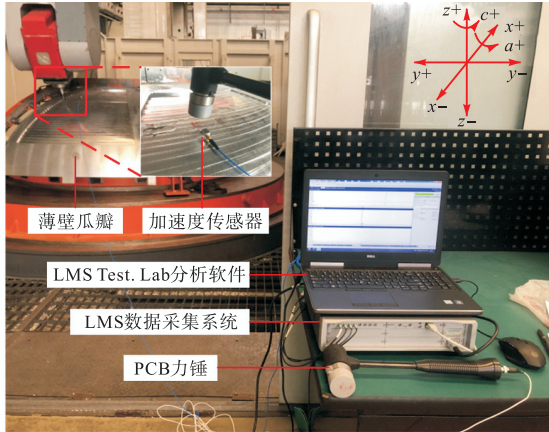


图 7 工件-辅助支撑子系统频响函数测量现场  
Fig.7 Field diagram of the workpiece-auxiliary support subsystem FRF measurement

学特性的变化规律,通过 PolyMAX 算法对各测点获得的频率响应函数进行辨识,工件子系统在无辅助支撑和考虑辅助支撑时不同加工位置处沿工件法向的前两阶动力学参数如表 3 所示。

由表 3 可知,无辅助支撑和考虑辅助支撑状态下工件法线方向的刚度差了一个数量级,在引入辅助支撑后系统刚度得到了明显提升,并且考虑辅助支撑时的工件-辅助支撑子系统刚度与机床主轴-刀具子系统的刚度都在  $1 \times 10^7$  N/m 量级,刀具端和工件端的动力学特性会同时对整个镜像铣削系统的加工稳定性产生影响,因此也验证了第 1.2 节在建立三自由度动力学模型时,必须要同时考虑刀具  $x$ 、 $y$  方向和工件法向的加工振动才能准确求解镜像铣削系统的加工稳定性。

表 3 无辅助支撑和考虑辅助支撑时工件子系统各加工位置的模态参数

Tab.3 Modal parameters for each machining position of the workpiece subsystem without and with auxiliary support

测点位置	阶数	固有频率/Hz		阻尼比/%		刚度/(N/m)	
		无辅助支撑	考虑辅助支撑	无辅助支撑	考虑辅助支撑	无辅助支撑	考虑辅助支撑
1	一阶	75.013	77.980	3.77	5.45	$3.06 \times 10^6$	$9.67 \times 10^6$
	二阶	84.284	85.824	4.22	3.02	$1.29 \times 10^6$	$1.03 \times 10^7$
2	一阶	77.505	79.340	4.48	3.66	$1.98 \times 10^6$	$1.13 \times 10^7$
	二阶	91.548	86.492	5.36	2.67	$3.49 \times 10^6$	$1.35 \times 10^7$
3	一阶	77.389	85.311	6.86	4.14	$1.86 \times 10^6$	$1.36 \times 10^7$
	二阶	87.332	93.585	7.17	2.40	$4.33 \times 10^6$	$2.09 \times 10^7$
4	一阶	78.252	83.601	3.96	3.66	$4.21 \times 10^6$	$1.24 \times 10^7$
	二阶	85.922	88.149	5.14	2.83	$1.49 \times 10^6$	$1.72 \times 10^7$
5	一阶	79.760	79.508	3.37	3.54	$5.89 \times 10^6$	$1.12 \times 10^7$
	二阶	90.552	89.985	3.50	1.90	$3.97 \times 10^6$	$1.66 \times 10^7$
6	一阶	78.690	83.312	4.65	2.02	$2.52 \times 10^6$	$1.19 \times 10^7$
	二阶	91.133	90.191	2.20	2.44	$3.12 \times 10^6$	$1.57 \times 10^7$
7	一阶	80.229	86.461	3.69	2.73	$3.36 \times 10^6$	$1.63 \times 10^7$
	二阶	93.496	93.946	4.77	2.23	$4.57 \times 10^6$	$2.02 \times 10^7$
8	一阶	83.581	87.110	2.80	2.30	$4.58 \times 10^6$	$1.75 \times 10^7$
	二阶	93.818	96.956	3.05	2.50	$2.54 \times 10^6$	$2.15 \times 10^7$
9	一阶	80.562	85.131	3.07	3.17	$4.52 \times 10^6$	$1.50 \times 10^7$
	二阶	90.788	95.902	3.68	2.29	$6.34 \times 10^6$	$2.09 \times 10^7$
10	一阶	79.599	83.253	4.33	2.55	$3.28 \times 10^6$	$1.48 \times 10^7$
	二阶	89.452	92.198	2.57	2.36	$2.45 \times 10^6$	$2.03 \times 10^7$

#### 4 加工稳定性预测与实验结果分析

半离散时域法通过保持实际时域项不变,仅对延迟项进行离散化处理,从而将动力学时滞方程转化为一系列的常微分方程进行求解,具有较高的预测精度,获取薄壁瓜瓣铣削稳定域的具体过程如下。

(1) 首先将过齿周期  $T$  进行时间离散化处理,  $T = k\Delta t$ ,  $k$  为整数,是时间周期的估计参数。其次引入时滞项的估计参数  $m$ ,  $m$  可表示为

$$m = \text{int} \left( \frac{\tau}{\Delta t} + \frac{1}{2} \right) \quad (8)$$

式中:  $\text{int}$  函数功能是将小数点后小数舍去进行取整;  $\tau$  表示延迟时间。

(2) 以状态空间形式将式(1)转换为如下线性常微分方程,即

$$\dot{U}(t) = V_1 U(t) + W_1 U(t-T) \quad (9)$$

式中:空间项  $U(t)$  如式(10)所示;常数矩阵  $V_1$  和状态项  $W_1$  分别如式(11)、(12)所示。

$$U(t) = [x(t) \ y(t) \ z(t) \ \dot{x}(t) \ \dot{y}(t) \ \dot{z}(t)]^T \quad (10)$$

$$V_i = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{a_p \alpha_{11}}{m_x} - \omega_{nx}^2 & \frac{a_p \alpha_{12}}{m_x} & \frac{a_p \alpha_{13}}{m_x} & -2\zeta_x \omega_{nx} & 0 & 0 \\ \frac{a_p \alpha_{21}}{m_y} & \frac{a_p \alpha_{22}}{m_y} - \omega_{ny}^2 & \frac{a_p \alpha_{23}}{m_y} & 0 & -2\zeta_y \omega_{ny} & 0 \\ \frac{a_p \alpha_{31}}{m_z} & \frac{a_p \alpha_{32}}{m_z} & \frac{a_p \alpha_{33}}{m_z} - \omega_{nz}^2 & 0 & 0 & -2\zeta_z \omega_{nz} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$W_i = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{a_p \alpha_{11}}{m_x} & -\frac{a_p \alpha_{12}}{m_x} & -\frac{a_p \alpha_{13}}{m_x} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{a_p \alpha_{21}}{m_y} & -\frac{a_p \alpha_{22}}{m_y} & -\frac{a_p \alpha_{23}}{m_y} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{a_p \alpha_{31}}{m_z} & -\frac{a_p \alpha_{32}}{m_z} & -\frac{a_p \alpha_{33}}{m_z} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (12)$$

在求解时,  $U(t-T)$  由  $U_{i-m}$  和  $U_{i-m+1}$  以插值方式近似求出, 考虑到离散后的时间间隔  $\Delta t$  很小, 所以把  $\frac{t_{i-m+1} + t_{i-m}}{2}$  代入由拉格朗日一次插值生成的函数即可满足精度要求, 故式 (9) 可表示为

$$\dot{U}(t) = V_i U(t) + \frac{1}{2} W_i [U_{i-m+1} + U_{i-m}] \quad (13)$$

(3) 对于给定初始条件  $U_i$ , 上述微分方程式 (13) 的解为

$$U_{i+1} = A_i U_i + \frac{1}{2} B_i [U_{i-m+1} + U_{i-m}] \quad (14)$$

其中

$$\begin{cases} A_i = \exp(V_i \Delta t) \\ B_i = (\exp(V_i \Delta t) - I) V_i^{-1} W_i \end{cases} \quad (15)$$

式中  $I$  为单位矩阵. 现构造  $6(m+1)$  维状态向量  $Z_i$  为

$$Z_i = \text{col}(U_i \quad U_{i-1} \quad U_{i-2} \quad \cdots \quad U_{i-m+1} \quad U_{i-m}) \quad (16)$$

构造  $(6m+6) \times (6m+6)$  阶矩阵  $D_i$  为

$$D_i = \begin{bmatrix} A_i & 0 & \cdots & 0 & \frac{B_i}{2} & \frac{B_i}{2} \\ I & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 \\ 0 & I & \cdots & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & I & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \cdots & 0 & I & 0 \end{bmatrix} \quad (17)$$

于是有如下映射:

$$Z_{i+1} = D_i Z_i \quad (18)$$

因此,  $t_0$  时刻和  $t_k (t_k = t_0 + k\Delta t)$  时刻状态向量间的关系可表示为

$$Z_k = \Phi Z_0 = D_{k-1} D_{k-2} \cdots D_1 D_0 Z_0 \quad (19)$$

式中  $\Phi$  为 Floquet 状态转移矩阵. 根据 Floquet 理论, 只有当状态转移矩阵  $\Phi$  特征值的模均小于 1 时, 镜像铣削系统才是稳定的; 反之系统则是不稳定的. 由此利用半离散时域法绘制薄壁瓜瓣镜像铣削加工稳定性叶瓣图如图 8 所示.

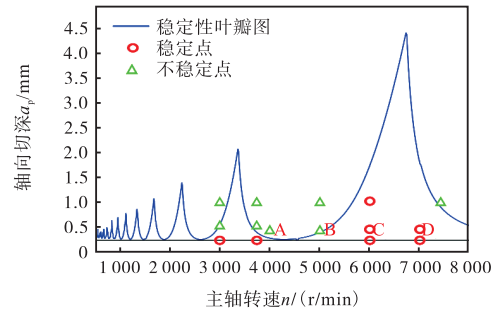


图 8 薄壁瓜瓣镜像铣削加工稳定性叶瓣图

Fig.8 SLD for mirror milling of a thin-walled melon flap to produce a stable leaf flap

由图 8 中可知, 蓝色曲线为临界主轴转速-轴向切深参数组合, 曲线上方为不稳定铣削区域, 曲线下方为稳定铣削区域. 对于待加工区域壁厚为 2.0 mm 的薄壁瓜瓣, 在精加工减薄到 1.0 mm 的过程中, 薄壁瓜瓣的绝对稳定极限切深为 0.21 mm, 其稳定铣削区域非常小, 镜像铣削加工系统的稳定性极差. 这是由于加工过程中随着厚度减薄工件-辅助支撑子系统的刚性降低造成的, 因此在精加工阶段可以根据稳定性叶瓣图选择合适的铣削参数提高加工效率同时避免加工颤振.

为验证基于半离散时域法预测镜像铣削系统加工稳定性方法的有效性和准确性, 从图 8 的稳定性叶瓣图选取了不同的加工参数进行实验验证, 通过观察加工完成后的工件表面质量判断是否发生颤振以及

镜像铣削过程是否稳定. 为保证实验结果的可靠性, 采用锤击实验时的实验装置, 即同一镜像铣削加工机床、相同的 PCD 刀具、工件和装夹方式等. 具体加工参数如表 4 所示, 其中径向切宽及每齿进给量是依据生产中使用的刀具及工艺要求确定的.

表 4 不同主轴转速-轴向切深组合的铣削参数

Tab.4 Milling parameters for different spindle speed-axial depths of cut combinations

组合	主轴转速 $n/(r/min)$	轴向切深 $a_p/mm$	径向切宽 $a_e/mm$	每齿进给量 $f_z/(mm/齿)$
A	4 000	0.4	14	0.21
B	5 000	0.4	14	0.21
C	6 000	0.4	14	0.21
D	7 000	0.4	14	0.21

由图 9 可知, 铣削加工实验结果与稳定性预测结果吻合得较好. A、B 两组主轴转速-轴向切深组合属于颤振铣削区域的加工参数, 铣削实验结果中也出现了明显的振纹, 工件加工表面质量较差. C、D 两组主轴转速-轴向切深组合属于稳定铣削区域的加工参数, 加工后表面无明显振纹, 与稳定性分析结果基本相同, 为稳定切削. 铣削加工实验结果验证了通过稳定性叶瓣图进行加工参数优选的可行性, 且具有良好的预测效果.

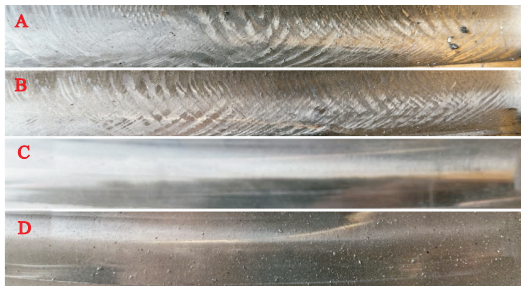


图 9 不同铣削参数的镜像铣削加工表面形貌

Fig.9 Machined surface morphology of mirror milling with different milling parameters

针对 3.35 m 级贮箱箱底薄壁瓜瓣镜像铣削加工, 主轴转速在 6 000 ~ 7 000 r/min 范围内, 极限切深可达 4.00 mm, 具有较高的效率和较好的稳定性. 考虑到精加工中薄壁瓜瓣减薄厚度要求, 主轴转速选择在 6 000 ~ 7 000 r/min 范围时, 推荐切深选择 1.0 mm.

## 5 结 论

本文针对火箭贮箱箱底瓜瓣镜像铣削加工过程中的颤振问题, 提出了一种同时考虑刀具和工件子系统的三自由度动力学模型建模方法, 主要结论如下.

(1) 辅助支撑的引入使工件远离卡具位置法向

局部刚度最高提升了约 7 倍, 使其与刀具径向刚度相近, 都处在  $1 \times 10^7$  N/m 数量级, 刀具端和工件端的动力学特性会同时影响整个系统的加工稳定性, 因而铣削动力学模型中工件子系统和刀具子系统需同时考虑.

(2) 建立了同时考虑刀具径向和工件法向振动的镜像铣削加工系统三自由度动力学模型, 并获得了加工系统的稳定性叶瓣图, 结果表明预测的稳定域与实际加工结果有较好的一致性. 针对 3.35 m 级贮箱箱底薄壁瓜瓣镜像铣削加工, 考虑到精加工中薄壁瓜瓣减薄厚度要求, 主轴转速选择在 6 000 ~ 7 000 r/min 范围时, 推荐切深选择 1.0 mm.

## 参考文献:

- [1] 刘欣, 王国庆, 李曙光, 等. 重型运载火箭关键制造技术发展展望[J]. 航天制造技术, 2013(1): 1-6.  
Liu Xin, Wang Guoqing, Li Shuguang, et al. Outlook for the development of key manufacturing technologies for heavy launch vehicles[J]. Aerospace Manufacturing Technology, 2013(1): 1-6(in Chinese).
- [2] 郑新宇. 超大直径运载火箭贮箱箱底龙门铣焊装备静态分析[D]. 秦皇岛: 燕山大学, 2020.  
Zheng Xinyu. Static and Dynamic Analysis of Gantry Milling and Welding Equipment for the Bottom of a very Large Diameter Launch Vehicle Box[D]. Qinhuangdao: Yanshan University, 2020(in Chinese).
- [3] 安立辉, 苑世剑. 2219 铝合金薄壁曲面拉伸件的变形与强化规律[J]. 中国有色金属学报, 2020, 30(2): 283-290.  
An Lihui, Yuan Shijian. Deformation and strengthening rules for thin-walled curved drawn parts of 2219 aluminium alloys[J]. Chinese Journal of Non-Ferrous Metals, 2020, 30(2): 283-290(in Chinese).
- [4] 王国庆, 李曙光, 吴会强. 重型火箭贮箱大型结构制造技术现状及发展分析[J]. 宇航材料工艺, 2014, 44(增1): 1-6.  
Wang Guoqing, Li Shuguang, Wu Huiqiang. Status and development analyses on manufacturing technologies for large scale structures of heavy-lift launch vehicle propellant tanks[J]. Aerospace Materials & Technology, 2014, 44(Suppl1): 1-6(in Chinese).
- [5] Volz M P, Chen P S, Gorti S, et al. Development of aluminum-lithium 2195 gores by the stretch forming process[C]//National Space and Missile Materials Symposium. Huntsville, USA, 2014: 23-26.
- [6] Bao Y, Zhu X, Kang R, et al. Optimization of support location in mirror-milling of aircraft skins[J]. Proceed-

- ings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2018, 232(9): 1569-1576.
- [7] Xiao J L, Zhang Q Y, Liu H T, et al. Research on vibration suppression by a multi-point flexible following support head in thin-walled parts mirror milling[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 106: 3335-3344.
- [8] Wang Y Q, Bo Q L, Liu H B, et al. Mirror milling chatter identification using Q-factor and SVM[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 98: 1163-1177.
- [9] Lan J, Lin B, Yan S, et al. Application of mirror-milling machining system to suppress vibration in thin plate work-piece[C]//2016 12th IEEE/ASME International Conference on Mechatronic and Embedded Systems and Applications(MESA). Auckland, New Zealand, 2016: 16359229.
- [10] 王昌瑞, 康仁科, 鲍岩, 等. 飞机蒙皮镜像铣加工稳定性分析[J]. 航空学报, 2018, 39(11): 209-221. Wang Changrui, Kang Renke, Bao Yan, et al. Stability analysis of mirror milling of aircraft skins[J]. Journal of Aviation, 2018, 39(11): 209-221(in Chinese).
- [11] Bo Q L, Liu H B, Lian M, et al. The influence of supporting force on machining stability during mirror milling of thin-walled parts[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 101(9/10/11/12): 2341-2353.
- [12] Budak E, Altintas Y, Armarego E. Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 1996, 118(2): 216-224.
- [13] Merdol S D, Altintas Y. Multi frequency solution of chatter stability for low immersion milling[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2004, 126(3): 459-466.
- [14] Tamas I, Gabor S. Updated semi-discretization method for periodic delay-differential equations with discrete delay[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2010, 61(1): 117-141.
- [15] Ding Y, Zhu L M, Zhang X J, et al. A full-discretization method for prediction of milling stability[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2010, 50(5): 502-509.
- [16] Lamraoui M, Barakat M, Thomas M, et al. Chatter detection in milling machines by neural network classification and feature selection[J]. Journal of Vibration and Control, 2015, 21(7): 1251-1266.
- [17] Singh K K, Kundan V, Singh R, et al. Modeling of dynamic instability via segmented cutting coefficients and chatter onset detection in high-speed micromilling of Ti6Al4V[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2017, 139(5): 5-15.
- [18] Thevenot V, Arnaud L, Dessein G, et al. Integration of dynamic behaviour variations in the stability lobes method: 3D lobes construction and application to thin-walled structure milling[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2006, 27(7/8): 638-644.
- [19] Song Q, Liu Z, Yi W, et al. Application of Sherman-Morrison-Woodbury formulas in instantaneous dynamic of peripheral milling for thin-walled component[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2015, 96/97: 79-90.
- [20] 鞠岗岗. 复杂曲面变厚度薄壁件多轴铣削失稳特性研究[D]. 济南: 山东大学, 2016. Ju Ganggang. Research on Instability Characteristics of Thin-Walled Parts with Complex Curved Surface Variable Thickness During Multi-Axis Milling[D]. Jinan: Shandong University, 2016(in Chinese).
- [21] Huang W W, Zhang Y, Zhang X Q, et al. Wall thickness error prediction and compensation in end milling of thin-plate parts[J]. Precision Engineering, 2020, 66: 550-563.
- [22] Ji Y J, Wang X B, Liu Z B, et al. Stability prediction of five-axis ball-end finishing milling by considering multiple interaction effects between the tool and work-piece[J]. Mechanical Systems and Signal Processing, 2019, 131: 261-287.
- [23] Lee P, Altintas Y. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996, 36(9): 1059-1072.
- [24] Budak E. Mechanics and Dynamics of Milling Thin Walled Structures[D]. Vancouver: The University of British Columbia, 1994.
- [25] 王昌瑞. 镜像铣削加工稳定性分析及颤振控制[D], 大连: 大连理工大学, 2018. Wang Changrui. Chatter Stability Analysis and Chatter-free Cutting Control of Mirror Milling Process[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2018(in Chinese).

(责任编辑: 王晓燕)