DOI: 10.3901/JME.2021.15.264

基于动态磨削深度的非圆轮廓高速磨削稳定性建模与分析*

刘涛^{1,2} 邓朝晖^{1,2} 罗程耀^{1,2} 吕黎曙^{1,2} 李重阳^{1,2} 万林林^{1,2}

(1. 湖南科技大学难加工材料高效精密加工湖南省重点实验室 湘潭 411201;

2. 湖南科技大学智能制造研究院 湘潭 411201)

摘要: 磨削颤振严重影响非圆轮廓轴类零件的磨削加工表面质量,降低其生产效率。在分析非圆轮廓磨削几何运动学特性的基础上,通过等效简化“工件-砂轮”系统为多自由度弹簧阻尼系统,将砂轮和工件的接触过程转化为物理模型,综合考虑再生效应和非圆轮廓磨削动态几何特性,推导了非圆轮廓动态磨削深度计算方法,并建立了多因素耦合的非圆轮廓磨削动力学模型。以典型非圆轮廓轴类零件-凸轮轴为例,基于试验和理论计算方法获得了磨削工艺系统模态参数和接触刚度,考虑接触刚度非线性特性绘制了磨削工艺系统稳定性叶瓣图;最后,以试验研究验证了所提出模型和方法的正确性,揭示了非圆轮廓磨削颤振稳定性机理,结果表明:考虑接触刚度的稳定性叶瓣图可更准确地预测磨削工艺系统的稳定性,在稳定区域高速磨削可以有效地提高非圆轮廓轴类零件的加工质量,不同轮廓位置的振动状态存在明显差异。

关键词: 非圆轮廓磨削; 颤振稳定性; 动力学模型; 动态磨削深度; 接触刚度; 凸轮轴

中图分类号: TG156

Stability Modeling and Analysis of Non-circular High-speed Grinding with Consideration of Dynamic Grinding Depth

LIU Tao^{1,2} DENG Zhaohui^{1,2} LUO Chengyao^{1,2} LÜ Lishu^{1,2}
LI Zhongyang^{1,2} WAN Linlin^{1,2}

(1. Hunan Provincial Key Laboratory of High Efficiency and Precision Machining of Difficult to Machine Material, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201;

2. Intelligent Manufacturing Institute, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan 411201)

Abstract: Grinding chatter seriously affects the surface quality and reduces production efficiency of non-circular parts. Based on the analysis of geometric and kinematics characteristics of non-circular grinding, by simplified the workpiece-wheel system as a multiple degree of freedom spring damping system, and transformed the interaction between the workpiece and the grinding wheel into a physical model, dynamic grinding depth calculation method is proposed with considering regeneration effect and dynamic geometric characteristics of the non-circular grinding, the multi-factor coupling dynamic model of non-circular grinding is established. The camshaft as a sample, the modal parameters and contact stiffness of the grinding process system are obtained based on the experimental and theoretical methods, the stability lobe diagram was drawn considering the nonlinear characteristics of contact stiffness. Finally, the experiments are conducted to verified the proposed model and method, and the chatter stability mechanism of non-circular grinding was revealed. The results demonstrated that the stability lobes diagram considering the contact stiffness could predict the stability of the grinding process system accurately, high-speed grinding can effectively increase the non-circular profile shaft parts processing quality in the stable area, and vibrational state in different contour position is varied.

* 湖南省创新型省份建设专项经费(2020GK2003)、国家自然科学基金-浙江两化融合联合基金(U1809221)、湖南省研究生科研创新项目(CX20190792)和湖南省自然科学基金(2020JJ4309, 2020JJ4024)资助项目。20200819收到初稿, 20210316收到修改稿

Key words: non-circular grinding; chatter stability; dynamical model; dynamic grinding depth; contact stiffness; camshaft

0 前言

凸轮轴、曲轴等复杂非圆轮廓轴类零件是汽车、船舶发动机的关键零部件,其加工精度直接影响了发动机的性能,而磨削是这类非圆轮廓零件的主要加工方式^[1]。随着排放标准的日益严格,发动机的性能要求不断提高,对非圆轮廓轴类零件的质量要求越来越高,加工难度亦随之增大。众多研究表明,高速磨削可有效提高产品的质量和加工效率^[2]。与此同时,高磨削速度也对机床和磨具的稳定性提出了新的要求,针对这类复杂非圆轴类零件,颤振已成为制约加工精度和加工效率的主要因素^[3]。

20 世纪 80 年代起众多学者对磨削稳定性进行了诸多研究^[4]。HASHIMOTO 等^[5]提出了基于再生效应的外圆磨削动力学模型,分别考虑了工件再生颤振和砂轮再生颤振对外圆磨削稳定性的影响。LI 等^[6-7]对外圆切入磨削过程的颤振特性进行了系统的研究,提出了一种用于外圆切入磨削过程的颤振预测的时域动态模型,并通过试验研究了多种工艺条件下发生的颤振特性。蒋永翔等^[8]在建立工件、砂轮再生效应动力学模型的基础上,分析了符合外圆切入磨削特点的稳定性,进而提出了一种外圆切入磨削稳定性评价方法。LIU 等^[9]研究了外圆磨削过程的稳定性,建立了工件-砂轮双重再生效应动力学模型,实现了磨削稳定性的预测。迟玉伦等^[10]基于外圆切入磨削系统动力学简化模型,提出了一种磨削接触刚度的有效获取方法。YAN 等^[11-12]研究了外圆切入磨削加工中的自激振动,提出了一个具有四自由度的动力学模型,并借助时滞和 Stribeck 效应描述磨削力中的再生效应和摩擦效应,结合延拓算法计算系统的特征值,最终得到该磨削加工过程的稳定性边界,用于判断其中的再生稳定性和摩擦稳定性。综上,对于外圆切入磨削稳定性的研究日益成熟,诸多方法和手段被用于其稳定性的预测。

非圆轮廓轴类零件的磨削常常被视作一个特殊的外圆切入磨削过程^[13],但非圆轮廓轴类零件由于其复杂多变的曲面轮廓,其磨削加工特性与外圆切入磨削存在显著的差异,加工系统比普通外圆磨削更为复杂,磨削颤振机理也不尽相同,因此其磨削稳定性难以预测^[14]。针对非圆轮廓轴类零件的磨削稳定性及其颤振机理,已引起一些学者的关注。

CHA 等^[15]在评估曲轴磨床的动态性能和磨削稳定性的基础上,运用拉格朗日能量法,建立了一个 7 自由度总质量模型,研究了机床结构的动态特性及不同工作台位置的磨床稳定性的主要性能指标,并利用粒子群优化方法进行了磨床结构的优化分析。JIANG 等^[16]建立了曲轴切点跟踪磨削系统的动力学模型,计算出临界磨削深度的极限公式,给出了磨削系统的稳定性叶瓣图。杨寿智建立了单自由度的砂轮-凸轮轴磨削系统模型,基于再生效应开展了凸轮轴磨削稳定性动态仿真,并通过试验验证了仿真结果与模型的正确性^[17]。张氢等^[18]对数控凸轮轴磨床颤振稳定性开展了研究,为凸轮轴磨床的消振与减振设计提供了依据。综上,针对非圆轮廓磨削稳定性的研究虽然取得了一定的成果,但是分析现有文献,目前还存在磨削动力学模型过于简化、颤振机理分析不深入、试验研究停留在低速磨削阶段等问题。

合理分析非圆轮廓磨削过程中颤振的产生机理和影响因素,获得稳定加工条件下最合适的加工工艺参数,是实现其磨削加工过程的高效化和精密化的核心环节和基础。因此,在现有研究的基础上,本文对非圆轮廓磨削特性进行分析,综合考虑非圆轮廓磨削过程中的再生颤振、动态磨削深度、接触刚度等因素建立多自由度磨削动力学模型。以典型非圆轮廓零件凸轮轴为例,对其磨削过程中的模态参数和接触刚度进行辨识和计算,建立高速磨削稳定性叶瓣图预测磨削稳定区域。最后,设计凸轮轴高速磨削振动试验用于验证所建动力学模型的正确性并探讨非圆轮廓磨削颤振机理。

1 非圆轮廓高速磨削稳定性建模

1.1 非圆轮廓磨削几何运动学特性分析

非圆轮廓轴类零件磨削加工具有轮廓型面复杂多变、磨削力“跳变”频繁的特点,易产生磨削振动。研究非圆轮廓磨削稳定性,首先需要掌握其磨削过程中的几何运动学特性。基于随动磨削原理,即砂轮和工件的旋转速度、砂轮的进给速度和径向跟踪速度在工件上可以产生任意的非圆轮廓,假设砂轮围绕非圆工件进行相对运动(忽略磨削区的变形),建立非圆轮廓磨削几何运动学特性模型,如图 1 所示。

图 1 非圆轮廓磨削几何运动学模型

图1中 φ 是工件旋转角度,是磨削建模过程中的独立参数; A 、 B 两点分别是工件旋转角度为 φ 时的切入点 and 切出点; C 、 D 两点分别是工件旋转角度为 φ_r 时的切入点 and 切出点; $\omega(\varphi)$ 是非圆轮廓工件的角速度。由图1可知,砂轮进给速度 $v_f(\varphi)$ 、工件相对速度 $v_w(\varphi)$ 以及合成速度 $v_t(\varphi)$ 之间的关系如公式(1)和(2)所示。

$$\left\{ \begin{aligned} v_w(\varphi) &= \omega(\varphi) r_w(\varphi) \\ v_f(\varphi) &= \frac{v_w(\varphi) \sin(\varphi + \theta(\varphi))}{\cos \theta(\varphi)} \\ v_t(\varphi) &= \left[\frac{v_w(\varphi)}{\cos \theta(\varphi)} \times \right. \\ &\quad \left. (\cos(\varphi + \theta(\varphi)) \cos \theta(\varphi) - \sin(\varphi + \theta(\varphi)) \sin \theta(\varphi)) \right] \end{aligned} \right. \quad (1)$$

$$\theta(\varphi) = \arcsin \frac{r_w(\varphi) \sin \varphi}{r_s} \quad (2)$$

由于非圆轮廓磨削的磨削点并不总是处于工件旋转中心与砂轮中心的连线上, 实际磨削深度不等于设定磨削深度, 而是随着工件转动角度的变化而动态变化, 同时考虑工件与砂轮的振动, 则工件转动角度 φ 处的动态磨削深度 a 计算如公式(3)所示。

$$\begin{aligned} a_e(\varphi) &= a_p \cos(\varphi) + x_w(t) \cos(\varphi) - \\ & x_g(t) \cos(\varphi) - y_w(t) \sin(\varphi) \end{aligned} \quad (3)$$

式中, a_p 为设定磨削深度; $x_w(t)$ 是工件在 X 方向的振动位移; $x_s(t)$ 是砂轮在 X 方向的振动位移; $y_w(t)$ 是工件在 Y 方向的振动位移。

在工件旋转时, 由于砂轮中心与非圆工件旋转中心的距离 OO_1 、切入点角度 $\theta(\varphi)$ 、轮廓半径 $r_w(\varphi)$ 等几何因素的瞬时变化, 所有的速度也随之变化。而作为反映非圆轮廓磨削几何运动学特性的一个关

键参数,磨削接触弧长 $l_c(\varphi)$ 也随着工件旋转角度不断变化而变化,其值的大小由切入点角度 $\theta(\varphi)$ 和 $\theta'(\varphi)$ 切出点角度决定,当不考虑砂轮和工件的接触变形时,接触弧长的计算如式(4)所示

$$l_c(\varphi) = r_s(\theta'(\varphi) - \theta(\varphi)) = \left(1 \pm \frac{v_w}{v_s}\right) \sqrt{2 \frac{r_w(\varphi) r_s}{r_w(\varphi) + r_s}} a_e(\varphi) \quad (4)$$

式中, r_s 为砂轮半径。

在非圆轮廓磨削中, 动态变化的材料去除率也是反映其几何运动学特性和磨削力的一个关键参数, 其计算方式如下

$$M_w(\varphi) = l_c(\varphi) \cdot b \cdot v_t(\varphi) \quad (5)$$

其中, b 是磨削宽度; 在磨削条件一定的前提下, 普通外圆磨削的磨削接触弧长 $l_c(\varphi)$ 和材料去除率 $M_w(\varphi)$ 为常量, 而对于非圆轮廓磨削, 工件轮廓半径的不断变化造成了磨削接触弧长和材料去除率的动态变化, 从而对磨削工艺稳定性的要求更高。

1.2 非圆轮廓磨削动力学模型

在非圆轮廓磨削过程中,通过砂轮与工件转动、砂轮进给和径向跟踪在工件上产生任意的非圆轮廓,类似于外圆切入磨削过程。另一方面,非圆轮廓磨削过程中的磨削点并不总是在工件与砂轮之间的中心线上,这与外圆切入磨削有很大的不同。为了研究非圆轮廓磨削过程的稳定性,在分析其几何和运动学特性的基础上,建立了非圆轮廓磨削工艺系统多自由度动力学模型,如图2所示。

图2 非圆轮廓磨削工艺系统多自由度动力学模型

在图 2 中, 非圆轮廓工件是一个具有复杂边界条件的时空连续系统, 可以将其简化为离散模型进行进一步分析。为此, 工件的质量被集中到位于磨削位置的工件上, 与工件的水平、垂直振动相对应,

因此, 磨削的离散模型可以描述如下

$$\begin{cases} m_w \ddot{x}_w(t) + c_{wx} \dot{x}_w(t) + k_{wx} x_w(t) + k_e (x_w(t) - x_g(t)) = F_x(t) \\ m_g \ddot{x}_g(t) + c_{gx} \dot{x}_g(t) + k_{gx} x_g(t) - k_e (x_w(t) - x_g(t)) = -F_x(t) \\ m_w \ddot{y}_w(t) + c_{wy} \dot{y}_w(t) + k_{wy} y_w(t) = F_y(t) \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} F_x(t) = F_n(t) \cos(\varphi) + F_t(t) \sin(\varphi) \\ F_y(t) = F_n(t) \sin(\varphi) + F_t(t) \cos(\varphi) \end{cases} \quad (7)$$

$$\frac{1}{k_e} = \frac{1}{k_a} + \frac{1}{k_m}$$

式中, k_{wx} 是工件支撑系统在 X 方向上的等效刚度; c_{wx} 是工件支撑系统在 X 方向上的等效阻尼; c_{gx} 是砂轮系统在 X 方向上的等效阻尼; k_{gx} 是砂轮系统在 X 方向上的等效刚度; k_e 是工件和砂轮的磨削刚度和接触刚度的等效刚度, 其中, k_a 是工件和砂轮的接触刚度, k_m 是磨削工艺系统刚度; k_{wy} 是工件支撑系统在 Y 方向上的等效刚度; c_{wy} 是工件支撑系统在 Y 方向上的等效阻尼; $F_x(t)$, $F_y(t)$ 分别是 X 、 Y 方向的激振力, 如式(7)所示。

为了便于计算, 将动力学方程中的质量、阻尼和刚度转变为矩阵形式如下

$$\begin{aligned} \mathbf{M} &= \begin{pmatrix} m_w & 0 & 0 \\ 0 & m_g & 0 \\ 0 & 0 & m_w \end{pmatrix} \\ \mathbf{C} &= \begin{pmatrix} c_{wx} & 0 & 0 \\ 0 & c_g & 0 \\ 0 & 0 & c_{wy} \end{pmatrix} \\ \mathbf{K} &= \begin{pmatrix} k_{wx} + k_e & -k_e & 0 \\ -k_e & k_{gx} + k_e & 0 \\ 0 & 0 & k_{wy} \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (8)$$

将广义坐标和激振力用矢量表示

$$\boldsymbol{\lambda}(t) = \begin{pmatrix} x_w(t) \\ x_g(t) \\ y_w(t) \end{pmatrix} \quad \boldsymbol{\sigma}(t) = \begin{pmatrix} F_x(t) \\ -F_x(t) \\ F_y(t) \end{pmatrix} \quad (9)$$

根据结构力学基本原理, 动力学方程可以表示为

$$\mathbf{M}\ddot{\boldsymbol{\lambda}}(t) + \mathbf{C}\dot{\boldsymbol{\lambda}}(t) + \mathbf{K}\boldsymbol{\lambda}(t) = \boldsymbol{\sigma}(t) \quad (10)$$

磨削过程中的再生效应被认为是影响机床颤振最主要的原因之一^[19]。在非圆轮廓磨削过程中, 在某一时刻 t , 旋转的砂轮与工件相互接触作用留下振纹, 振幅分别为 $x_g(t)$ 和 $x_w(t)$, 而在上一个磨削周期 T , 砂轮与工件留下的振纹分别为 $x_g(t-T)$

和 $x_w(t-T)$, 考虑砂轮-工件双重再生效应, 如图 3 所示。

图 3 动态磨削深度计算示意图

由此, 动态磨削深度由砂轮作为刚体运动的磨削深度和再生效应引起的随机动态部分组成, 可表示为

$$\begin{aligned} a_e(\varphi, t) &= a_p \cos(\varphi) + [x_w(t) \cos(\varphi) - \\ &x_g(t) \cos(\varphi) - y_w(t) \sin(\varphi)] - \\ &[x_w(t-T) \cos(\varphi) - x_g(t-T) \cos(\varphi) - \\ &y_w(t-T) \sin(\varphi)] \end{aligned} \quad (11)$$

下面将以典型非圆轮廓零件凸轮轴作为案例, 对其模态参数和接触刚度进行辨识与计算, 求解非圆轮廓磨削动力学方程, 确定其磨削稳定域, 通过试验研究验证所建模型的正确性, 并分析其颤振机理。

2 动力学方程参数的计算与测定

2.1 模态参数的辨识

模态是机床结构的固有振动特性, 每一阶模态都有其特定的固有频率、阻尼比和模态振型, 是影响系统稳定性最重要的因素^[20]。模态参数的准确识别是研究机床加工稳定性的先决条件, 有限元计算和试验是获取模态参数最常用的方法, 其中试验模态分析可以分为频响函数法和环境激励法, 而锤击试验作为一种频响函数法, 由于其操作简单、准确度高被广泛应用于机械领域的模态参数识别中。目前也有一些学者提出了模态参数的在线识别方法^[21], 并取得了较好的辨识效果。本文的模态参数识别将结合锤击试验法和线性回归法对凸轮轴高速

磨削过程中的模态参数进行识别计算。锤击试验在湖大海捷(湖南)工程技术有限公司生产的 CNC8325 全数控凸轮轴超高速复合磨床上进行,测量仪器采用杭州亿恒科技有限公司的 ELC 系列冲击力锤、数据采集与分析仪 MI-70XX、加速度传感器 EA-YD-152, 数据分析软件 Modal Genius-350 和大连理工大学研制的 SDC-CG2 系列外圆磨削测力仪系统, 传感器布置如图 4 所示。

图 4 模态测试点布置

为了获取准确的模态参数值, 首先进行了激振点的预测试试验, 找出频响函数最优的激振点, 分别对砂轮架 X 、 Y 、 Z 三个方向进行激励, 并测量相应的响应。由表 1 的数据可以看出, 砂轮架在 X 方向和 Z 方向上的动刚度小于在 Y 方向上的动刚度, 而 Z 方向没有参与磨削过程, 所以 X 方向的振动是影响机床稳定性的主要原因, 故而主要考察 X 方向的模态参数。

表 1 砂轮架动刚度值

模态/Hz	动刚度/(N/mm)		
	X 方向	Y 方向	Z 方向
51.8	—	75 900	15 500.0
77.2	28 600	34 500	—
105.7	18 600	33 400	19 200.0
146.6	27 100	65 600	—
176.0	14 100	61 900	8 471.5

按图 4 所示的方式, 用冲击力锤沿 X 方向施加激励, 加速度传感器布置在磨削加工进给方向。力锤产生激励后, 由力传感器和加速度传感器分别测得激励和响应信号, 经电荷放大器放大再传入数据采集仪, 最后经计算机端数据分析软件示波并对激励和响应信号进行快速傅里叶变换得到砂轮主轴系统频响函数, 每组试验锤击 5 次取平均值, 由峰值拾取法得到模态参数如表 2 所示。

表 2 模态测量结果

模态参数	X 方向
固有频率/Hz	187
模态质量/kg	65
模态阻尼/(N·s/m)	291.72
模态刚度/(MN/m)	2.27
磨削力系数/(N/m)	270

2.2 接触刚度的计算

接触刚度是影响磨削过程再生颤振的重要参数之一, 具有硬弹簧型的非线性特性, 即磨削力与砂轮与工件接触面积的变形有关^[22], 另一方面, 接触弧长通过接触区变形与接触刚度相关。由于影响接触刚度的因素较多, 且试验设置困难, 因此采用了一种简化的方法来近似确定磨削过程中的接触刚度^[10]。

根据文献[23], 磨削材料去除率模型中时间常数 τ 的表达式如下

$$\tau = \frac{k_c}{k_e n_w} \quad k_c = \frac{F_n}{a_e} \quad (12)$$

式中, n_w 为工件转速; k_c 为磨削力系数, F_n 为法向磨削力。

同时, 根据稳定阶段的磨削力信号及磨削力信号变化率可将时间常数表示为^[24]

$$\tau = \frac{F'_n e^{-1}}{\dot{F}_n} \quad (13)$$

式中, F'_n 为稳态磨削力; $\dot{F}_n$ 为磨削力变化率。推导出磨削接触刚度计算公式如下

$$k_a = \frac{k_m F_n \dot{F}_n e}{a_e k_m F'_n n_w - F_n \dot{F}_n e} \quad (14)$$

式中, F_n 、 F'_n 和 $\dot{F}_n$ 可由第 2.1 节试验磨削力信号计算得到, k_m 和 k_c 则通过试验获得。由式(14)可知, 接触刚度随着动态磨削深度的变化而变化, 将上述参数代入式(14), 可计算得到不同工艺参数下的接触刚度。

3 稳定性预测

以主轴转速和磨削深度为坐标轴组合绘制磨削颤振稳定性叶瓣图是进行磨削稳定性预测的重要方法^[25]。在非圆轮廓零件磨削过程中, 再生效应、动态材料去除率、工件-砂轮接触效应等因素会混杂在一起, 共同作用于机床稳定性,

以往的模型只是考虑单个因素的影响预测磨削稳定性^[26], 虽然可以更好地理解影响规律, 但只考虑单个因素无法准确预测其稳定性。因此, 需要综合考虑多种因素, 通过求解动力学模型来确定磨削工艺系统的稳定域。

由第 2.1 节可知, X 方向的刚度小于 Y 方向的刚度, 且 Y 方向不是磨削方向, 故在凸轮轴磨削过程中, 主要考察 X 方向的振动, 对式(10)进行 Laplace 变换, 磨削工艺系统传递函数为

$$G(s) = \frac{k_c a_e b \frac{1}{k_e} W(s)}{1 + (1 - e^{-sT}) k_c a_e b \frac{1}{k_e} W(s)} \quad (15)$$

$$W(s) = \frac{\omega_n^2}{\omega_n^2 + 2\zeta s \omega_n + s^2}$$

式中, $W(s)$ 是磨削工艺系统动柔度, m/N; ω_n 是磨削系统固有频率, rad/s; ζ 是磨削系统阻尼比。

令传递函数的分母项为零, 得到磨削工艺系统再生颤振条件, 即

$$1 + (1 - e^{-sT}) k_c a_e b \frac{1}{k_e} W(s) = 0 \quad (16)$$

令 $\gamma = \omega / \omega_n$, $e^{-sT} = \cos \omega T - j \sin \omega T$, 并代入式(11)可得

$$\frac{1}{k_c a_e b \sqrt{(1 - \cos \omega T)^2 + \sin^2 \omega T}} = \frac{1}{k_e} \left(\frac{1}{\sqrt{(1 - \gamma^2)^2 + (2\zeta\gamma)^2}} \right) \quad (17)$$

由相位角相等得

$$\omega T = 2i\pi + \arcsin \frac{2\zeta\gamma}{\sqrt{(1 - \gamma^2)^2 + (2\zeta\gamma)^2}} - \arctan \frac{2\zeta\gamma}{1 - \gamma^2} \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (18)$$

结合 $\omega_n = \frac{2\pi n_g}{60}$ 、 $T_g = \frac{2\pi}{\omega_n}$, 将式(17)代入式(16), 得到稳定磨削的临界磨削深度 a_{elim} 公式如下

$$a_{elim} = \frac{2\zeta\gamma k_e}{k_c b \sin \omega T} \quad (19)$$

综合式(10)、式(14), 将第 2 部分获得的凸轮轴磨削系统动力学参数代入, 通过求解特定加工参数下的临界磨削深度, 绘制稳定性叶瓣图, 对磨削过

程的稳定性进行预测, 如图 5 所示, 实线为考虑接触刚度的稳定边界, 点划线为未考虑接触刚度的稳定边界, 其预测的稳定区域大致相同, 而接触刚度的非线性特性使得磨削工艺系统稳定边界更为复杂。

图 5 凸轮轴高速磨削稳定性叶瓣图

4 磨削振动试验与分析

为了验证所建立的非圆轮廓磨削动力学模型及颤振稳定性预测模型的正确性, 开展了一系列磨削振动试验研究, 具体开展了三个方面的试验研究: ① 设计试验验证所提模型的正确性; ② 分析非圆轮廓磨削颤振机理; ③ 研究凸轮轴高速磨削颤振特性。

4.1 试验条件

根据上述试验需求, 选取一种典型汽车发动机用凸轮轴作为试验样件, 其基圆半径为 15.5 mm, 材料为冷激铸铁。磨削试验条件如表 3 所示, 砂轮进给速度设置为 4 500 mm/min。

表 3 磨削测试条件

项目	参数
凸轮轴工件	冷激铸铁
砂轮线速度 v_s /(m/s)	60~160
工件转速 n_w /(r/min)	30~180
磨削深度 a_p /mm	0.01~0.08

凸轮轴非圆轮廓磨削振动试验在 CNC8325 全数控凸轮轴超高速复合磨床上进行, 采用的砂轮为粒度 120[#]、浓度为 125% 的陶瓷结合剂 CBN 砂轮, 砂轮半径为 200 mm, 砂轮宽度为 25 mm, 砂轮最大线速度为 200 m/s, 采用金刚石滚轮对砂轮进行修整。振动信号由杭州亿恒科技股份有限公司生产的 EA-YD-152 加速度传感器和 ANVAT 数据采集仪进行采集和分析, 采样频率设置为 6 000 Hz, 振动试验平台如图 6 所示。

图 6 凸轮轴高速磨削振动试验平台

超景深三维显微系统 VHX-500FE 用于检测加工表面形貌, Marsurf M300 便携式粗糙度仪用于测

量工件表面粗糙度和表面波纹度。

4.2 稳定性验证

依据图 5 中的稳定性叶瓣图曲线, 在曲线上方和下方选择 18 组不同主轴转速和磨削深度的磨削试验(工件转速设置为 100 r/min)来验证稳定性预测的准确性, 并将所测得的时域信号通过快速傅里叶变换转换到频域进行分析, 测量升程与桃尖结合部位表面粗糙度和表面波纹度。试验结果如图 7 所示, 其中“○”表示加工稳定, “×”表示出现颤振, 各点加工参数及试验结果如表 4 所示。

图 7 稳定性叶瓣图验证试验

表 4 观测点加工参数及试验结果

观测点	砂轮线速度/(m/s)	磨削深度/mm	稳定性判断	表面粗糙度 $Ra/\mu\text{m}$	表面波纹度 μm	观测点	砂轮线速度/(m/s)	磨削深度/mm	稳定性判断	表面粗糙度 $Ra/\mu\text{m}$	表面波纹度 μm
1	60	0.02	稳定	0.152	0.383	10	120	0.04	稳定	0.096	0.357
2	60	0.04	稳定	0.164	0.393	11	120	0.06	稳定	0.114	0.354
3	60	0.06	稳定	0.151	0.566	12	130	0.02	不稳定	0.202	0.602
4	90	0.02	稳定	0.108	0.344	13	130	0.04	不稳定	0.187	0.787
5	90	0.04	不稳定	0.227	0.701	14	140	0.02	不稳定	0.154	0.751
6	90	0.06	不稳定	0.266	0.787	15	140	0.04	不稳定	0.250	1.070
7	100	0.02	不稳定	0.147	0.590	16	150	0.02	稳定	0.110	0.430
8	100	0.04	不稳定	0.178	0.676	17	150	0.04	稳定	0.153	0.406
9	120	0.02	稳定	0.086	0.381	18	150	0.06	稳定	0.158	0.553

由图 5 可知, 考虑接触刚度与未考虑接触刚度两种稳定性边界预测的稳定区域大致相同, 但由于接触刚度的非线性特性, 考虑接触刚度的稳定域边界不如接触刚度的稳定域边界光滑, 两条稳定域边界之间存在临界区域。取稳定性叶瓣图下方、临界位置和上方的 A 点($v_s=60$ m/s, $n_w=100$ r/min, $a_p=0.04$ mm)、B 点

($v_s=90$ m/s, $n_w=100$ r/min, $a_p=0.04$ mm)和 C 点($v_s=140$ m/s, $n_w=100$ r/min, $a_p=0.04$ mm), 其振动信号的时域图和频谱图如图 8 所示。从时域图中可以看出, A 点的振动信号波形相对 B 点更为平稳, 进一步转化到频域进行分析可知, 使用 A 点加工参数进行磨削时, 出现的主要频率为 187 Hz 以及它的倍频, 如图 8a 所示。

图8 A点、B点和C点振动信号时域图和频谱图

A点的加工状态为稳定磨削, 而由图 8b、8c 可以明显看出, 除了砂轮主轴的正常磨削频率外, 还出现了其他频率, 忽略外部因素的影响, 可以认为这些频率是由颤振所引起的, 故 B、C 点的加工状态为不稳定磨削。其中 B 点处于考虑接触刚度的叶瓣图不稳定磨削域, 而根据未考虑接触刚度的稳定性叶瓣图, B 点位于稳定磨削区域, 同时结合图 7 及表 4 中的观测点 3、7、12、14、18 的试验结果可以认为考虑接触刚度的稳定性叶瓣图预测准确度更高。

图 9 给出了对应于 A 和 B、C 三点工艺参数的凸轮升程和桃尖结合处的加工表面, 可以清楚地看出, 选用 A 点参数加工后的凸轮轴表面较为平顺, 而选用 B 点参数加工后凸轮轴表面而有轻微的振纹, C 点具有明显的振纹。结合表 4 中表面粗糙度 R_a 和表面波纹度值的试验结果, 可以看出表面粗糙度值随着砂轮线速度的增大而减小, 稳定磨削与不稳定磨削下表面粗糙度的变化不大; 在稳定磨削区域, 随着砂轮线速度的增加, 表面波纹度呈现出增大的趋势, 主要是由于砂轮线速度增大, 砂轮的不平衡量增大, 而不稳定区域的表面波纹度明显大于稳定区域。因此, 可以认为磨削振动对于表面粗糙度影响很小, 但对表面波纹度的影响非常大。

4.3 颤振机理分析

(1) 砂轮线速度对磨削稳定性的影响。

砂轮线速度的变化将会改变磨削工艺系统动刚度等模态参数, 并影响系统颤振频率, 使得系统稳定性发生较大变化^[27]。研究砂轮线速度对磨削稳定性的影响, 主要研究砂轮线速度与颤振频率之间的关系^[28]。从稳定性叶瓣图中选取不同砂轮线速度的参数组合($v_s=60$ m/s、100 m/s、140 m/s, $n_w=100$ r/min, $a_p=0.07$ mm)开展试验, 并对信号进行时频分析, 如图 10 所示。

图9 A点、B点和C点工件加工表面

图 10 不同砂轮线速度下振动信号时频图

根据高速磨削理论,随着砂轮线速度的增大,磨削力会随之减小^[29];但增大的砂轮主轴转速,将造成工艺系统动刚度下降,同时也将造成砂轮不平衡量的增大^[30]。分析稳定性叶瓣图,随着砂轮线速度增大,叶瓣图不稳定区域增大。结合稳定性叶瓣图,分析图 10 可知,在磨削不稳定区域,砂轮线速度增大,颤振增长速度加快,颤振频率增大。主要是由于随着砂轮线速度的上升工艺系统动刚度下降^[21],相同的激励下更容易发生颤振且造成更大的颤振,同时由于砂轮不平衡量增大,“欠切”与“过切”现象频繁出现,造成了磨削力的不断“跳动”;而在稳定域内,虽然工艺系统动刚度与砂轮不平衡量也会随砂轮线速度增大而变化,但由于系统激励频率远离颤振频率,工

艺系统处于稳定状态,随着砂轮线速度的增大,磨削力减小,加工表面质量提高。

(2) 凸轮轴不同轮廓位置的颤振情况。

非圆轮廓轴类零件轮廓复杂多变,尤其在轮廓结合处磨削力“跳变”频繁,而这种交变的磨削力是颤振产生的“温床”。以凸轮轴为例,其轮廓曲面是由多段曲率半径不同的高次多项式曲线构成,每一段的磨削力都不尽相同,因此研究其颤振规律还需要重点关注其稳定性薄弱环节的颤振机理。在磨削颤振试验过程中,通过超景深三维立体显微镜观测图 7(A 点、C 点)磨削工艺参数下凸轮基圆、升程与桃尖结合处、桃尖、回程与桃尖结合处、回程与基圆结合处的已磨削加工表面形貌。

图 11 凸轮不同轮廓处表面

分析试验结果可知, 在不同轮廓结合部位较易发生颤振, 尤其是升程与桃尖结合部位最易发生颤振, 出现明显振纹。主要是由于: ① 在不同轮廓结合部位往往由多段高次曲线拟合而成, 曲率轮廓变化大, 磨削力容易发生突变, 而频繁突变的磨削力极易引起颤振的产生; ② 剧烈变化的曲率轮廓, 对伺服系统插补精度更高, 由于磨削工艺自身缺陷及伺服系统硬件条件的限制, 在不同轮廓结合部位容易发生砂轮跟踪不到位现象, 造成磨削力的突变, 从而造成颤振的产生。因此, 对于非圆轮廓磨削而言, 除了关注其磨削特性, 还需要关注相应零件独特的几何特性, 尤其是稳定性较差的薄弱部位, 而工件转速优化方法是提升其稳定性的重要途径之一。

5 结论

(1) 考虑多因素耦合下的非圆轮廓稳定性预测模型, 较好地预测了非圆轮廓高速磨削稳定性, 为磨削工艺方案的选取具有显著的指导意义, 可有效提高非圆轮廓轴类零件的加工效率和质量, 并为非圆轮廓磨床设计提供了参考。

(2) 不同工艺条件对非圆轮廓轴类磨削颤振及颤振频率有较大的影响, 随着砂轮线速度的增大, 砂轮主轴转速范围内不稳定区域增大, 颤振频率增大, 且颤振增长速度加快; 在稳定磨削区域高速磨削可以有效提高非圆轮廓轴类零件的加工质量。

(3) 对于非圆轮廓轴类零件, 不同轮廓位置的振动状态存在明显差异。以凸轮轴为例, 不同轮廓结合部位尤其是升程与桃尖结合处更易发生颤振, 造成加工质量难以满足要求, 因此在磨削加工时需要重点关注薄弱区域的稳定性问题。

参考文献

- [1] 李静, 高华钰, 沈南燕, 等. 复杂轴类零件非圆轮廓接触式随动测量方法[J]. 机械工程学报, 2018, 54(5): 38-46.
LI Jing, GAO Huayu, SHEN Nanyan, et al. Tracing measurement method for non-circular contour of complex shafts[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2018, 54(5): 38-46.
- [2] WEGENER K, BLEICHER F, KRAJNİK P, et al. Recent developments in grinding machines[J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2017, 66(2): 779-802.
- [3] QUINTANA G, CIURANA J. Chatter in machining processes: A review[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51(5): 363-376.
- [4] INASAKI I, KARPUSCHEWSKI B, LEE H S. Grinding chatter - origin and suppression[J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2001, 50(2): 515-534.
- [5] HASHIMOTO F, YOSHIOKA J, MIYASHITA M, et al. Sequential estimation of growth rate of chatter vibration in grinding processes[J]. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 1985, 34(1): 271-275.
- [6] LI H, SHIN Y C. A study on chatter boundaries of cylindrical plunge grinding with process condition-dependent dynamics[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007, 47(10): 1563-1572.
- [7] LI H, SHIN Y C. A time-domain dynamic model for chatter prediction of cylindrical plunge grinding processes[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2006, 128(2): 404-415.
- [8] 蒋永翔, 王太勇, 张莹, 等. 外圆切入磨再生颤振稳定性理论及评价方法[J]. 天津大学学报, 2009, 42(4): 283-286.
JIANG Yongxiang, WANG Taiyong, ZHANG Ying, et al. Analysis of regenerative chatter stability theory and evaluation method on cylindrical plunging grinding[J]. Journal of Tianjing University, 2009, 42(4): 283-286.
- [9] LIU Z, PAYRE G. Stability analysis of doubly regenerative cylindrical grinding process[J]. Journal of Sound and Vibration, 2007, 301(3-5): 950-962.
- [10] 迟玉伦, 李郝林. 切入式外圆磨削接触刚度与固有频率研究[J]. 中国机械工程, 2016, 27(10): 1294-1298, 1326.
CHI Yulun, LI Haolin. Study on contact stiffness and natural frequency in cylindrical plunge grinding[J]. China Mechanical Engineering, 2016, 27(10): 1294-1298, 1326.
- [11] YAN Y, XU J, WIERCIGROCH M. Regenerative and frictional chatter in plunge grinding[J]. Nonlinear Dynamics, 2016, 86(1): 283-307.
- [12] YAN Y, XU J, WIERCIGROCH M. Regenerative chatter in self-interrupted plunge grinding[J]. Meccanica, 2016, 51(12): 3185-3202.
- [13] LIU T, DENG Z, LV L, et al. Theoretical and experimental study of temperature field in noncircular high-speed grinding[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 107: 3581-3592.
- [14] LIU T, DENG Z, LV L, et al. Experimental analysis of process parameter effects on vibrations in the high-speed

- grinding of a camshaft[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2020, 66(3): 175-183.
- [15] CHA K C, WANG N, LIAO J Y. Stability analysis for the crankshaft grinding machine subjected to a variable-position worktable[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, 67(1-4): 501-516.
- [16] JIANG Z, HE Y. Research on stability prediction of the crankshaft CNC tangential point tracing grinding[J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2015, 2015: 1-10.
- [17] 杨寿智. 凸轮轴高速磨削加工质量影响因素分析及关键技术研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2016.
- YANG Shouzhi. The research on the influencing factors and the key technology for the machining quality of high speed camshaft grinding[D]. Changsha: Hunan University, 2016.
- [18] 张氢, 陈文韬, 陈淼, 等. 数控凸轮轴磨床颤振稳定性研究[J]. *湖南大学学报*, 2020, 47(2): 45-52.
- ZHANG Qing, CHEN Wentao, CHEN Miao, et al. Study on cutting chatter stability of a computerized numerical control camshaft grinder[J]. *Journal of Hunan University*, 2020, 47(2): 45-52.
- [19] THOMPSON R A. On the doubly regenerative stability of a grinder: The effect of contact stiffness and wave filtering[J]. *Journal of Manufacturing Science & Engineering*, 1992, 114(1): 53-60.
- [20] GUO M, WEI Z, WANG M, et al. Modal parameter identification of general cutter based on milling stability theory[J]. *Journal of Intelligent Manufacturing*, 2021, 32(1): 221-235.
- [21] EYNIAN M. In-process identification of modal parameters using dimensionless relationships in milling chatter[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2019, 143: 49-62.
- [22] RAMOS J C, VINOLAS J, NIETO F J. A simplified methodology to determine the cutting stiffness and the contact stiffness in the plunge grinding process[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2001, 41(1): 33-49.
- [23] MARSH E R, MOERLEIN A W, DEAKYNE T R S, et al. In-process measurement of form error and force in cylindrical-plunge grinding[J]. *Precision Engineering*, 2008, 32(4): 348-352.
- [24] MOERLEIN A W, MARSH E R, DEAKYNE T R S, et al. In-process force measurement for diameter control in precision cylindrical grinding[J]. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2009, 42(1-2): 93-101.
- [25] GARITAONANDIA I, FERNANDES M H, ALBIZURI J. Dynamic model of a centerless grinding machine based on an updated FE model[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2008, 48(7-8): 832-840.
- [26] 代月帮, 魏兆成, 李宏坤, 等. 基于接触区域的球头铣刀颤振稳定域预报方法研究[J]. *机械工程学报*, 2019, 55(1): 52-61.
- DAI Yuebang, WEI Zhaocheng, LI Hongkun, et al. Research on prediction method of stability lobe diagram for ball-end mill based on engagement[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2019, 55(1): 52-61.
- [27] HAYASAKA T, JUNG H, AZUMA K, et al. Consolidated chatter stability prediction model considering material removing and ploughing processes[J]. *Precision Engineering*, 2019, 59: 120-133.
- [28] LIU Y, WANG X, LIN J, et al. An adaptive grinding chatter detection method considering the chatter frequency shift characteristic[J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2020, 142: 106672.
- [29] DAI C W, DING W F, ZHU Y J, et al. Grinding temperature and power consumption in high speed grinding of Inconel 718 nickel-based superalloy with a vitrified CBN wheel[J]. *Precision Engineering*, 2018, 52: 192-200.
- [30] BADGER J, MURPHY S, O'DONNELL G. The effect of wheel eccentricity and run-out on grinding forces, waviness, wheel wear and chatter[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2011, 51(10-11): 766-774.

作者简介: 刘涛, 男, 1990 年出生, 博士研究生。主要研究方向为高效精密智能制造, 磨削稳定性分析。

E-mail: ddyxt1@163.com

邓朝晖(通信作者), 男, 1968 年出生, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为高效精密智能制造, 磨削稳定性分析。

E-mail: edeng0080@vip.sina.com