

表面质量控制及检测

预应力条件下系统颤振对磨削工件
表面形貌的影响研究

孙聪, 姚云龙, 修世超, 俞志鹏

(东北大学, 沈阳 110819)

摘要: **目的** 基于应力刚化效应, 通过施加预应力来调节颤振强度, 进而研究预应力条件下系统颤振对磨削工件表面形貌的影响规律。**方法** 选用 45 钢作为研究对象, 首先建立两自由度磨削系统动力学模型, 采用时域与频域相结合的方式来获得磨削系统的动力学特性。然后运用 Johnson 变换获得砂轮表面磨粒的非高斯分布, 基于磨粒的运动轨迹和磨削系统的动态特性, 建立多因素耦合型工件表面形貌的数学模型, 进而获得考虑颤振因素的工件表面几何形貌。**结果** 预应力条件下, 磨削工件表面轮廓高度在 1.1~1.7 μm 范围内波动, 工件表面的平均轮廓高度沿着砂轮的进给方向呈增大趋势。考虑颤振因素的轮廓高度计算结果更接近测得的工件表面平均轮廓高度, 随着砂轮转速的增大和进给速度的减小, 工件表面的平均轮廓度降低。**结论** 通过对比实验与仿真条件下工件表面轮廓的高度值, 发现预应力条件下系统颤振导致工件表面轮廓高度分布呈现一定的不均匀性, 工件表面平均轮廓高度沿着砂轮进给方向逐渐增加。同时, 颤振很大程度上降低了加工工件表面微观几何精度。在实际生产中, 可采用提高砂轮转速与降低砂轮进给速度的方式来减小颤振对预应力磨削工件微观表面轮廓高度的影响。

关键词: 磨削颤振; 表面形貌; 动力学; 非高斯分布; 动态磨削力; 表面轮廓高度

中图分类号: TG580.6 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2020)01-0326-10

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2020.01.039

Influences of System Chatter on the Ground Workpiece's Surface
Topography under Prestress Condition

SUN Cong, YAO Yun-long, XIU Shi-chao, YU Zhi-peng

(Northeastern University, Shenyang 110819, China)

ABSTRACT: Based on the tension stiffening effect, the work aims to study the influence mechanism of grinding chatter on the workpiece's surface topography by conducting the prestress to adjust the chatter strength. The 45 steel was selected to be the research object. A two-degree grinding system's dynamic model was established firstly. Meanwhile, the time domain method and the frequency domain method were combined to calculate the dynamic characteristic of the grinding system. Moreover, the non-Gaussian distribution of the wheel's grits was obtained by Johnson transformation. Based on the grits' movement trajectory

收稿日期: 2019-03-21; 修订日期: 2019-07-01

Received: 2019-03-21; Revised: 2019-07-01

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (51775101)

Fund: Supported by the National Natural Science Foundation of China (51775101)

作者简介: 孙聪 (1989—), 男, 博士研究生, 主要研究方向为关联颤振效应的工件变质层参数的特征评价。

Biography: SUN Cong(1989—), Male, Doctor, Research focus: feature evaluation of the metamorphic layer's parameters on grinding chatter.

通讯作者: 修世超 (1959—), 男, 博士, 教授, 主要研究方向为机械零部件表面完整性综合设计与控制技术。邮箱: a20082051@163.com

Corresponding author: XIU Shi-chao (1959—), Male, Doctor, Professor, Research focus: integrated design and control technology of machine parts' surface integrity. E-mail: a20082051@163.com

and the grinding system's dynamic characteristics, a surface topography mathematic model coupled with multi-factors was established accordingly to further obtain the workpiece's surface topography in consideration of the grinding chatter factor. The workpiece's microscopic surface height varied from 1.1~1.7 μm under prestress condition. Moreover, the average surface height increased along with the wheel's feeding direction. The calculated workpiece's surface height was closer to the measurement average data. Moreover, the workpiece's surface height decreased with the increase of the wheel's rotation speed, but it went up with the increase of the wheel's feeding rate. By comparing with the workpiece's surface height between the experiment and the simulation, it can be found that grinding chatter can lead to inconsistency of the workpiece's surface topography distribution. The workpiece's microscopic surface height increases along with the wheel's feeding direction. Meanwhile, the grinding chatter can enlarge the workpiece's surface height to a large extent. Therefore, the influential effect of grinding chatter on the workpiece's microscopic surface height can be weakened by increasing the wheel's rotation speed and decreasing the wheel's feeding rate in the actual prestress grinding process.

KEY WORDS: grinding chatter; surface topography; dynamics; non-Gaussian; dynamic grinding force; surface height

预应力磨削加工是通过在工件两端施加预应力, 从而实现集工件表面质量与残余应力的宏观控制于一体的新型磨削工艺^[1]。在预应力磨削加工过程中, 砂轮上的磨粒通过与工件表面材料的切削、划擦以及耕犁作用, 实现对工件表面微观几何形貌的获取^[2-3]。然而, 基于应力刚化效应, 预应力会引起砂轮与工件间法向接触刚度的改变, 由于接触刚度是衡量磨削加工过程中系统稳定性的关键参数^[4], 因此系统的颤振强度也会受到影响, 从而改变加工工件的表面质量。加工完成的工件表面质量会直接影响工件表面的应力分布、接触摩擦学、疲劳极限等力学性能^[2-3], 因此, 有必要对影响预应力加工过程中工件表面形貌的主要因素进行更为深入的研究, 以获得良好的工件表面质量。

近年来, 为了能够直观准确地预测工件表面形貌, 许多关于表面形貌的研究逐渐展开。盛晓敏等人^[5]对比了氧化铝和氧化锆两种工程陶瓷在高效磨削下的工件表面波纹度, 发现在高速磨削中, 工件表面质量主要受系统强迫振动的影响。陈东祥和田延玲^[6]基于 Johnson 变换和线性滤波技术生成砂轮表面, 然后结合磨削过程运动学理论及干涉条件, 求得工件表面形貌。Zhou^[7]等基于砂轮磨粒正态分布, 预测了磨削后工件的表面形貌。Liu^[8]通过考虑磨粒的形状特征, 建立了工件表面形貌的仿真模型。总体来看, 以上研究都是基于磨粒与工件的交互作用建立的数学模型, 其考虑影响形貌的因素均局限在磨粒与工件间, 并未考虑磨削系统的动态效应对工件表面的影响规律。Cao 等^[2]虽然建立了砂轮受迫振动下磨削工件表面形貌的数学模型, 但砂轮中、低速加工状态下的受迫振动往往可以通过砂轮的动平衡实验进行控制, 而预应力磨削加工过程中的系统颤振是工件表面材料去除过程中不可避免的振动形式。颤振作为系统内部的自激振动, 直接作用于工件表面, 而预应力的施加则可以通过影响砂轮与工件间的法向接触刚度而引起颤振强度的改变, 这必然会影响

加工工件的表面质量。因此, 有必要深入研究预应力条件下系统颤振对工件表面形貌的影响规律, 以获得较高的微观几何精度。

以往关于系统振动对加工工件表面质量的研究主要集中于谐波振动的影响, 对于实现磨削系统内部自激振动的宏观控制, 并同时加工工件微观表面质量进行研究, 鲜见报道。为了研究预应力条件下系统颤振对工件表面微观几何精度的影响, 本文建立了多因素耦合数学模型。首先, 建立了系统磨削过程动力学模型, 其中磨削力幅值通过解析模型获得, 动态部分通过数值模型获得。然后, 基于动力学模型的计算结果, 建立了砂轮及工件表面形貌的数学模型, 得出了不同动态参数及颤振强度下工件表面形貌的分布规律。最后, 通过与磨削实验结果进行对比, 验证了模型的可行性, 进而证明了预应力条件下系统颤振对工件表面形貌的影响规律。

1 磨削系统动力学建模

1.1 砂轮系统时域动态建模

为了研究磨削系统颤振强度与磨削后工件表面形貌的具体关系, 建立了两自由度磨削系统动力学模型:

$$\begin{cases} M_g \ddot{x}_g + C_g \dot{x}_g + K_g x_g = F_n \\ M_w \ddot{x}_w + C_w \dot{x}_w + K_w x_w = -F_n \end{cases} \quad (1)$$

式中: 下标 g、w 分别代表砂轮和工件; M 、 C 、 K 分别代表质量、刚度和阻尼系数; F_n 是砂轮与工件的法向磨削力, 由静态法向磨削力和动态法向磨削力决定。其中, 静态磨削力 F_{ns} 来源于磨粒和工件三种作用形式的积累, 这三种作用形式分别为: 切削作用、耕犁作用、滑擦作用。三种对应的磨削力可以通过解析法进行求解, 对于动态磨削力 F_{nd} , 可以通过当前的数学模型进行数值计算来获取。因此, F_{ns} 和 F_{nd} 计算公式如式(2)所示^[9-10]:

$$\begin{cases} F_{ns} = C_d b_s l_c E(F_{n\text{total}}) \\ F_{nd} = K_n ((1-\alpha_0)a_p + (1-\alpha_0\gamma_0)(x_w(t) - x_g(t)) - \\ (1-\gamma_0)(x_w(t-T_g) - x_g(t-T_g))) \end{cases} \quad (2)$$

式中: b_s 为砂轮与工件的有效磨削宽度; C_d 为动态磨粒密度; l_c 为接触弧长; K_n 是砂轮与工件的接触刚度; α_0 为砂轮与工件的重叠系数; a_p 是砂轮在工件表面的切削深度; γ_0 为切削比; T_g 为砂轮的转动周期。由于砂轮的静态磨削力 F_{ns} 是由单磨粒静态磨削力 $F_{n\text{total}}$ 进行积分求和获得, 因此应先对单磨粒静态磨削力进行建模求解。单磨粒的静态磨削力依照作用形式的不同, 可分为切削力 $F_{n\text{chip}}$ 、耕犁力 $F_{n\text{plow}}$ 、滑擦力 $F_{n\text{rub}}$ 。这三种磨削力之和即为当前磨粒的静态磨削力。需要注意的是, 当前磨粒的静态磨削力受未变形切削厚度的影响, 数值不断变化, 因此, 需要对当前磨粒的静态磨削力进行期望计算, 求出单磨粒的静态磨削力期望值 $E(F_{n\text{total}})$ 后, 再进行总磨削力的计算。其中, 不同作用形式下单磨粒磨削力与未变形切削厚度具体关系如图 1 所示。

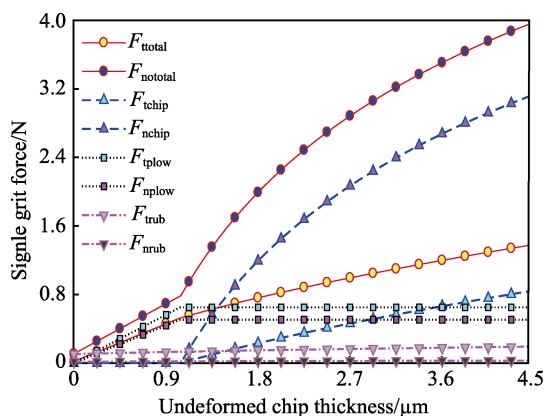


图 1 不同形式的单磨粒静态磨削力与未变形切削厚度的关系

Fig.1 Relationships between the single grit's force types and the un-deformed chip thickness

求得系统的静态磨削力与动态磨削力后, 可获得当前磨削系统的时域磨削力, 如图 2 所示。随着时间的进行, 磨削力先波动性增长, 然后振动逐渐平稳, 磨削过程趋于稳定。然而, 整个过程中磨削力的波动势必会导致工件表面形貌分布的不一致性。工件表面不一致性的影响可以用渗透量来衡量, 渗透量反应了当前磨削系统的动态特性, 是由砂轮和工件的相对位移决定的, 即:

$$\Delta = x_w(t) - x_g(t) \quad (3)$$

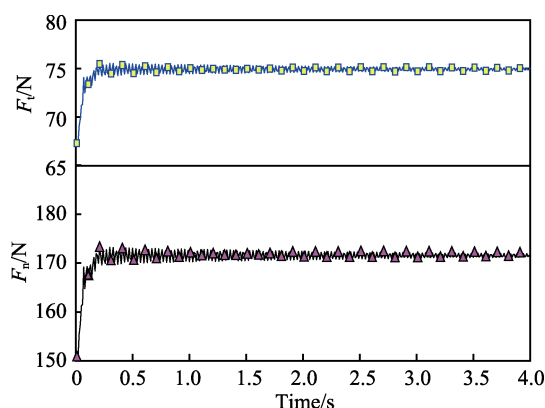


图 2 当前时域磨削力
Fig.2 The current time domain grinding force

对砂轮与工件间的动态相对位移进行计算, 并同时改变砂轮与工件间的接触刚度, 可得相对位移的时域分布情况, 如图 3 所示。通过对比可以看出, 不同接触刚度下的磨削系统振动情况存在一定差异性。具体表现为: 随着接触刚度的增大, 砂轮与工件间产生单位变形的作用力增大, 从而使砂轮与工件间相对位移的平均幅值增大。基于以上分析, 可以看出, 接触刚度可作为衡量砂轮与工件间颤振强度的依据。同时, 接触刚度可通过改变颤振强度来影响磨削系统的稳定性。

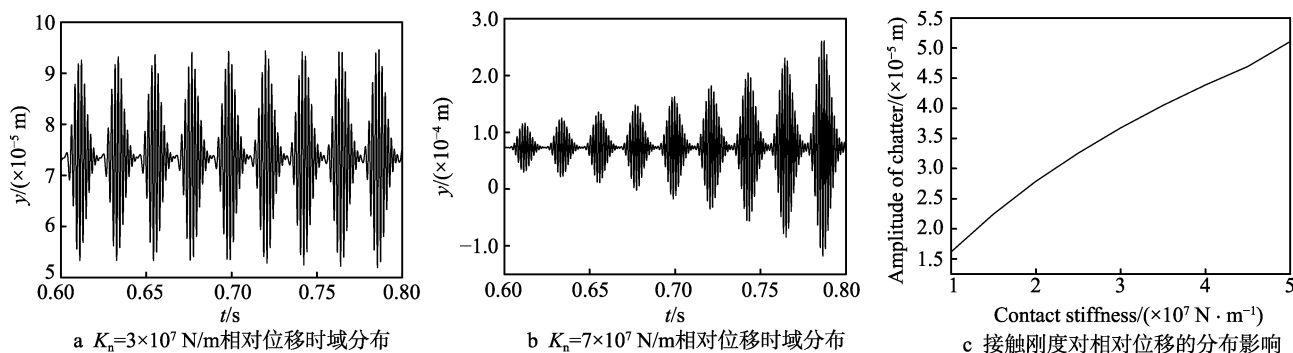


图 3 相对位移随接触刚度的变化规律

Fig.3 Variation rules of relative displacement along with the contact stiffness: a) time domain distribution of relative displacement at $K_n=3 \times 10^7$ N/m; b) time domain distribution of relative displacement at $K_n=7 \times 10^7$ N/m; c) influence of contact stiffness on the relative displacement

1.2 砂轮系统频域动态建模

磨削系统颤振较强时, 砂轮时域振幅及频域各分频幅值波动较大。这将引起系统的动态稳定性变差, 从而很大程度上影响加工零件表面质量与加工效率。因此, 为了衡量系统幅值的波动程度, 需对磨削系统的稳定性进行动态建模, 以获得磨削加工过程中系统的动态稳定程度。此外, 在加工参数确定时, 需将系统的稳定程度用一动态参数进行评定, 即砂轮与工件间的接触刚度。通过接触刚度的大小来衡量系统的稳定程度, 进而衡量颤振的剧烈程度。对式(1)进行 Laplace 变换可得:

$$G(s) = \frac{X(s)}{F(s)} = \frac{\frac{1}{K_g}}{\left(\frac{s}{\omega_n}\right)^2 + \frac{2\xi s}{\omega_n} + 1} \quad (4)$$

式中: ξ 为阻尼比; ω_n 为系统固有频率。对动态磨削力部分进行 Laplace 变换可得:

$$F(i\omega) = K_n (A + B e^{-T_g i\omega}) X(i\omega) \quad (5)$$

结合式(5), 并将实部与虚部分离可得:

$$\begin{cases} \frac{1}{\sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\xi\lambda)^2}} = \frac{K_g}{K_n} \\ \arctan\left(\frac{-2\xi\lambda}{1-\lambda^2}\right) = \arctan\left(\frac{B \sin(\omega T_g)}{A + B \cos(\omega T_g)}\right) \end{cases} \quad (6)$$

根据式(5), 并结合 $\omega_n = \frac{2\pi N_g}{60}$ 、 $T_g = \frac{2\pi}{\omega_n}$ 可得:

$$\begin{cases} K_n = \frac{K_g \sqrt{(1-\lambda^2)^2 + (2\xi\lambda)^2}}{\sqrt{(A + B \cos(\omega T_g))^2 + B^2 \sin^2(\omega T_g)}} = \frac{2\xi\lambda K_g}{B \sin(\omega T_g)} \\ N_g = 60\lambda\omega_n \left(\arcsin\left(-\frac{A}{B} \cdot \frac{2\xi\lambda}{\sqrt{(\lambda^2-1)^2 + (2\xi\lambda)^2}}\right) - \arctan\left(\frac{2\xi\lambda}{-\lambda^2+1}\right) + 2i\pi \right)^{-1} \end{cases} \quad (7)$$

通过频域动态建模可以看出, 磨削加工过程中砂轮与工件间接触刚度并不是恒定的, 而是与系统各项参数相关。当接触刚度过高时, 产生单位变形的磨削力变大, 过大的动态磨削力作用于工件表面, 会引起系统的稳定性降低。同时, 系统动态特性的改变也会对加工工件的微观表面质量产生一定的影响。因此, 可通过系统接触刚度的变化对参数化系统的稳定程度进行研究, 绘制磨削系统稳定性叶瓣图, 并以此作为衡量颤振强弱的依据。

考虑到磨床工作平台刚性远大于砂轮刚性的事实, 因此砂轮系统参数的选取对磨削系统颤振强弱具有决定作用。不同砂轮参数下, 接触刚度与主轴转速

的叶瓣图分布情况如图4所示。可以看出, 系统接触刚度会随着砂轮主轴转速的变化呈现叶瓣型波动。当砂轮转速较小时, 叶瓣图波动较剧烈。随着砂轮主轴转速越大, 接触刚度的波动频率减小, 但数值范围波动增大。此外, 系统的稳定性会随着砂轮阻尼和刚度的增加而增强, 且叶瓣会随着参数的增加, 沿着主轴转速增大方向右移。同时系统的稳定性将会随着砂轮质量的增加而减小, 叶瓣会随着对应参数的减小而沿着主轴转速增大方向右移。综合以上分析可以得出, 存在当前工况下临界接触刚度, 当接触刚度大于当前工况临界接触刚度时, 颤振加剧, 反之则颤振减弱。因此, 可用接触刚度的大小作为衡量颤振强弱的依据。

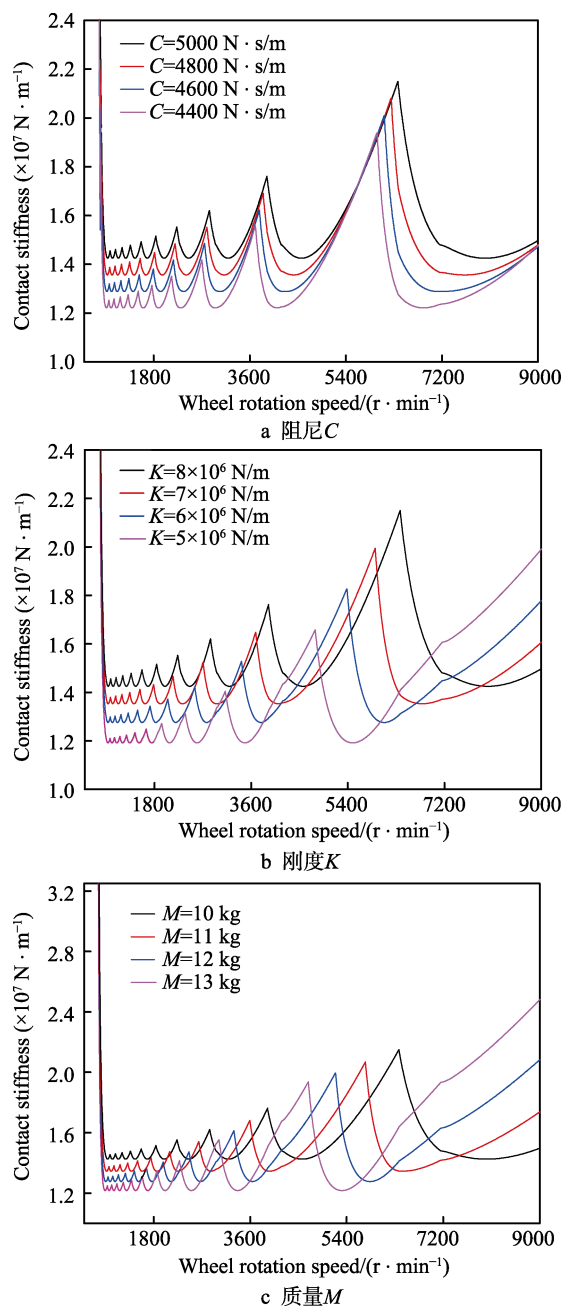


图4 不同砂轮参数下稳定性叶瓣图
Fig.4 Typical lobe diagrams under different grinding parameters: a) damp C ; b) stiffness K ; c) mass M

2 表面形貌数学仿真

2.1 砂轮表面形貌建模

砂轮的表面形貌直接影响加工完成后工件的表面质量,对比其他刀具加工方式,磨削加工最大的差异性在于砂轮表面是由许多不规则分布的磨粒构成,而这些磨粒就是磨削加工过程中的切削刃。砂轮的型号决定了磨粒的本构特征与分布状态的差异性,这也间接影响了加工完成后工件表面形貌分布情况。因此,在分析加工工件表面形貌质量前,需针对砂轮的粒度号和结构号,对砂轮的表面形貌进行数学建模,并以此作为输入进行后续分析。

砂轮磨粒的平均尺寸 d_g 、方差 σ_g 以及磨粒间距 A_g 是模拟砂轮表面的基础,而这些参数可以通过砂轮的粒度号和组织号计算出来,关系式如式(8)所示^[2,4]:

$$\begin{cases} d_g = 15.2M^{-1} \\ \sigma_g = (15.2M^{-1} - 68M^{-1.4})/3 \\ A_g = d_g \pi^{1/3} (12(32-S))^{-1/3} \end{cases} \quad (8)$$

式中: M 和 S 分别为砂轮的粒度号和组织号,本文中, $M=46$, $S=9$ 。根据求得的磨粒尺寸参数,进行砂轮表面磨粒高度分布的分析。

研究表明,磨粒高度在砂轮表面并不遵循高斯分布。这是因为砂轮使用前的修整过程使得砂轮表面的磨粒高度形成了具有一定偏斜和峰度的非高斯分布。Johnson变换是实现高斯分布向非高斯分布转换的有效工具,依据矩法得到的Johnson传递系统可以提供四种传递曲线^[11-12]。

无界系统:

$$z' = \gamma + \delta \sinh^{-1} \left(\frac{z - \xi}{\lambda} \right) \quad (9)$$

有界系统:

$$z' = \gamma + \delta \lg \left(\frac{z - \xi}{\xi + \lambda - z'} \right) \quad (10)$$

对数系统:

$$z' = \gamma + \delta \lg \left(\frac{z - \xi}{\lambda} \right) \quad (11)$$

常态系统:

$$z' = \gamma + \delta z \quad (12)$$

式中: z' 为高斯分布磨粒高度; z 为非高斯分布磨粒高度;参数 γ 、 δ 、 ξ 、 λ 通过Hill法确定。其中,转换过程中输入、输出的偏斜和峰度关系见式(13)和式(14)^[13-14]:

$$sk_{\eta} = \frac{\left(\sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N h(r,s)^2 \right)^{3/2}}{\sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N h(r,s)^3} sk_z \quad (13)$$

$$k_{\eta} = \frac{\left(\sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N h(r,s)^2 \right)^2}{\sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N h(r,s)^4} (k_z - 3) + 3 \quad (14)$$

式中: sk_{η} 和 k_{η} 为输入序列的偏斜和峰度;而 sk_z 和 k_z 为最终输出序列的偏斜和峰度。先通过确定 sk_z 和 k_z 的值来确定Johnson转换系统的参数 γ 、 δ 、 ξ 、 λ 的值,进而通过选择合适的转换曲线,以实现正态序列向非正态序列的转换。

由于实际砂轮表面具有特定的自相关函数,因此有必要对已生成的非高斯表面进行二维线性滤波处理。转换表达式为:

$$z(i,j) = \sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N h(r,s) \bar{z}(i+r, j+s) \quad (15)$$

式中: h 为砂轮表面的滤波函数; \bar{z} 为Johnson转换获得的非高斯分布。对式(15)进行傅里叶变换,可得:

$$Z(k,l) = H(k,l) \bar{Z}(k,l) \quad (16)$$

式中: Z 、 H 、 \bar{Z} 分别为 z 、 h 、 \bar{z} 的傅里叶变换。其中, $H(k,l)$ 可以写成:

$$H(k,l) = \sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N h(r,s) e^{-(jkr + jls)} \quad (17)$$

$H(k,l)$ 还可以用输入和输出的概率密度函数表示:

$$S_z(k,l) = |H(k,l)|^2 S_{\bar{z}}(k,l) \quad (18)$$

式中: $S_z(k,l)$ 和 $S_{\bar{z}}(k,l)$ 分别为输出和输入序列的概率密度函数。其中,输出序列 $S_z(k,l)$ 也可以通过模拟表面自相关函数的傅里叶变换得到。假设模拟表面的自相关函数为:

$$R(k,l) = \sigma_g^2 \exp \left\{ -2.3 \left[\left(\frac{k}{\beta_x} \right)^2 + \left(\frac{l}{\beta_y} \right)^2 \right]^{1/2} \right\} \quad (19)$$

式中: β_x 和 β_y 分别是 x 和 y 方向表面轮廓的自相关长度。则输出序列的概率密度函数可以写成:

$$S_z(k,l) = \frac{1}{MN} \sum_{r=1}^M \sum_{s=1}^N R(k,l) \exp \left(-\frac{2\pi kr}{M} - \frac{2\pi ls}{N} \right) \quad (20)$$

结合式(18)~(20),可以求得砂轮表面的滤波函数 $h(r,s)$,再结合式(15),则可确定砂轮表面的形貌。砂轮表面磨粒尺寸可分为基本尺寸 d_g 与突出高度 h ,任意位置突出高度满足 $d(i,j) = d_g + h(i,j)$ 。以 $3\text{ mm} \times 3\text{ mm}$ 尺度的磨粒高度信息为一组,存入对应的元胞矩阵CELL(k)中, k 遍历砂轮表面后,则获得整个砂轮磨粒高度信息。图5a即为 $k=1$ 位置处的砂轮表面磨粒分布情况,图5b即为a图中 $Y=0$ 处的磨粒高度分布情况。砂轮表面的磨粒信息用CELL储存,并作为工件形貌分析的输入参数而调用。

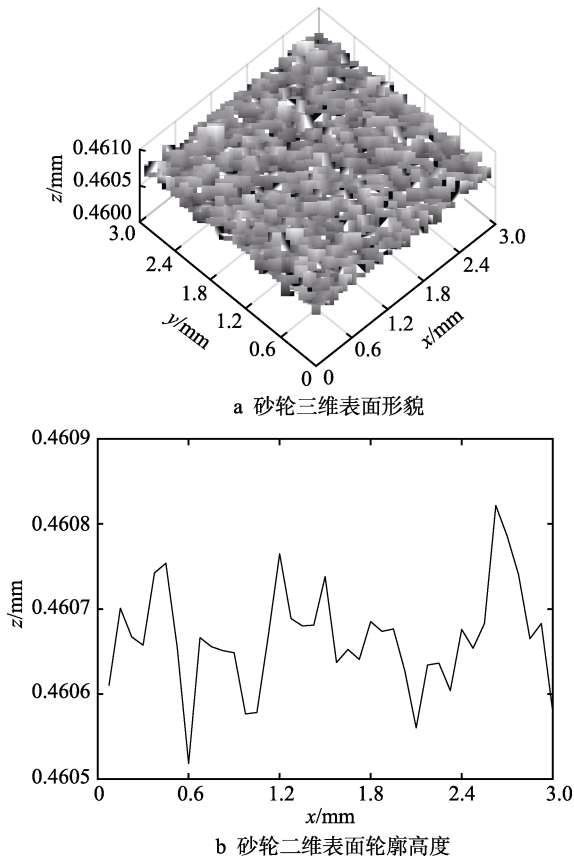


图 5 砂轮表面形貌

Fig.5 The generated wheel's surface topography: a) the wheel's three dimensional surface topography; b) the wheel's two dimensional surface height

2.2 工件表面形貌建模

磨削后工件表面形貌的获得来源于磨粒与工件表层材料复杂的去除过程。根据之前的分析,该过程主要受三种因素影响:砂轮的初始形貌、磨粒与工件的三种作用形式以及磨削颤振。其中,工件的表面形貌和磨粒与工件的三种作用形式已在前文的模型中考虑过,因此该部分重点建立了相邻磨粒与工件去除过程的运动轨迹数学模型(如图 6 所示)。同时,将前文分析的颤振因素耦合到当前模型中。

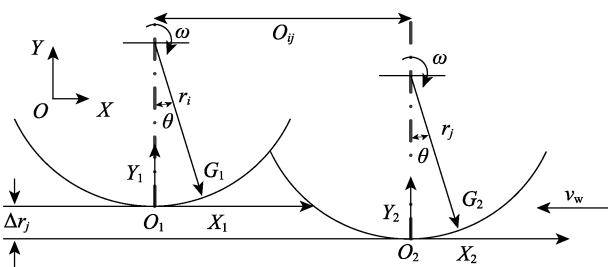


图 6 相邻磨粒运动轨迹
Fig.6 Trajectory of the adjacent grits

磨粒的运动轨迹分为绕着砂轮的转动及沿着磨削方向的平动,则当前的磨粒运动轨迹方程为:

$$\begin{cases} x = v_w t + r_s \sin \theta \\ y = r_s (1 - \cos \theta) \end{cases} \quad (21)$$

式中: x 和 y 分别为 X 和 Y 方向的绝对坐标; θ 为相邻磨粒沿砂轮半径方向的夹角,磨粒间距由式(8)中 Δ_g 决定; r_s 为砂轮的半径; t 为从当前磨粒转到下一磨粒所用的实际时间。

由于 $t = \frac{\theta}{\omega_s} = \frac{\theta r_s}{v_s}$, $\sin(\theta) \approx \theta$, $\theta^2 = 2(1 - \cos(\theta))$, 进而消去式(21)中时间 t 与 θ , 则可得当前磨粒的运动轨迹为:

$$y = \frac{x^2}{2r_s \left(1 + \frac{v_w}{v_s}\right)^2} \quad (22)$$

结合整个磨削过程,后切入的磨粒要继续切削前一磨粒的切削表面,每一个磨粒运动轨迹都可以构成一个局部坐标系,则任意磨粒局部坐标系下的运动轨迹为:

$$y'_j = \frac{x'^2_j}{2r_j \left(1 + \frac{v_w}{v_s}\right)^2} \quad (23)$$

式中: x'_j 和 y'_j 为第 j 个磨粒在局部坐标系下的局部坐标; r_j 为考虑磨粒高度的当前磨粒距离砂轮中心的距离, $r_j = h_j + r_s$, 其中, h_j 是已求得的砂轮表面磨粒高度的非高斯分布。将任意磨粒的运动轨迹方程转换到整体坐标系中来,可得:

$$y_j = \frac{(x - \Delta O_j)^2}{2r_j \left(1 + \frac{v_w}{v_s}\right)^2} - (r_j - r_1) \quad (24)$$

式中: ΔO_j 为第 j 个磨粒经过局部坐标系原点时砂轮在工件上的平动距离。因此, ΔO_j 可以写为:

$$\Delta O_j = \frac{v_w}{v_s} (j-1) \Delta_g \quad (25)$$

式中: v_w 和 v_s 分别为砂轮的进给速度和线速度。结合式(3)、(20)、(21),将前文分析的磨削系统的颤振因素耦合到表面形貌模型分析中来,可得:

$$y_j = \frac{\left(x - \frac{v_w}{v_s} (j-1) \Delta_g\right)^2}{2r_j \left(1 + \frac{v_w}{v_s}\right)^2} - (r_j - r_1) + x_w(t) - x_g(t) \quad (26)$$

式(26)即耦合了砂轮的初始形貌、磨粒与工件的三种作用形式以及磨削颤振的砂轮磨粒轨迹数学模型,通过求得每颗磨粒在工件表面对应位置轨迹的最小值,获得了给定尺度下磨削工件微观表面形貌分布情况。为了与实验数据相符合,本文采取实验测得的砂轮转速 $N_g = 2828$ r/min,砂轮直径 $d_s = 250$ mm,砂轮进给速度 $v_w = 1800$ mm/min,磨削深度设为 $100 \mu\text{m}$,则不同工况下工件的表面形貌如图 7 所示。

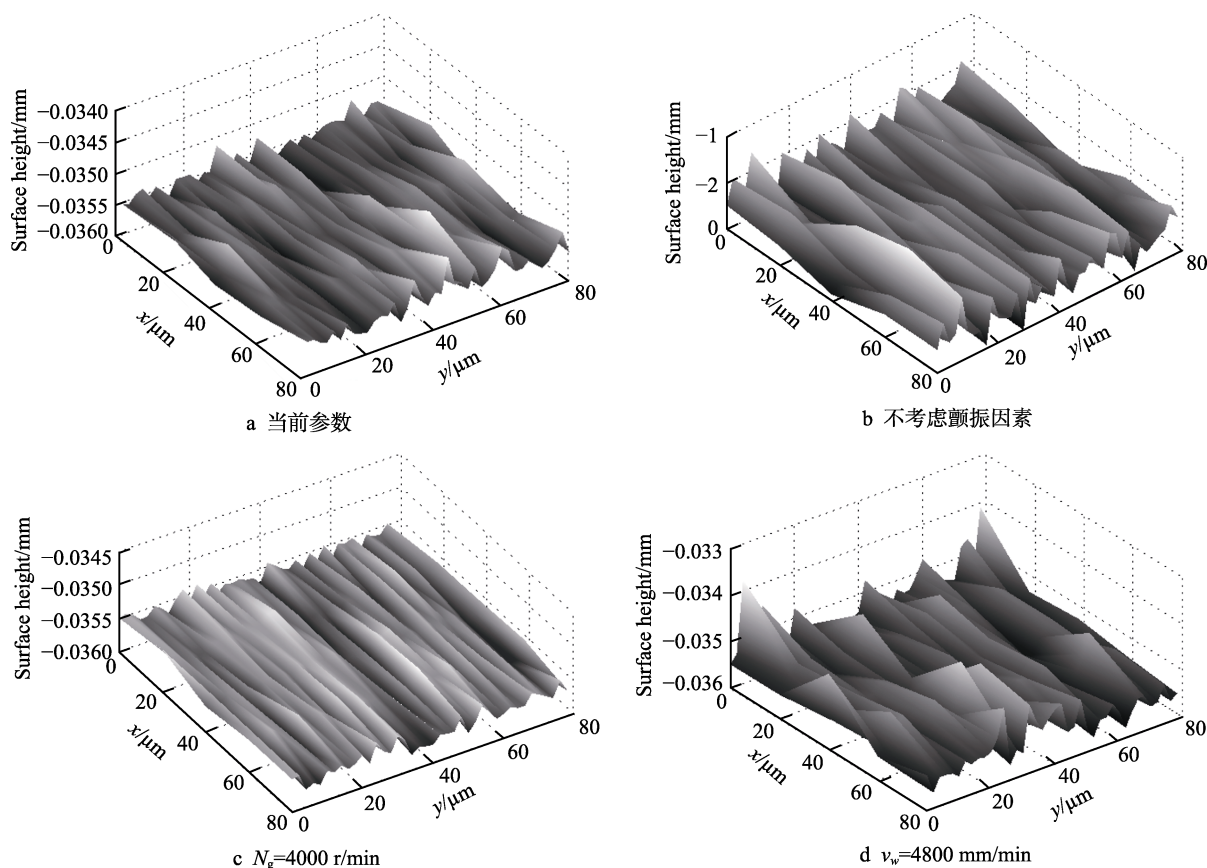


图7 不同条件下的工件表面形貌

Fig.7 The workpiece's surface topography under different working conditions: a) with given parameters; b) without considering the chatter factor; c) $N_g=4000$ r/min; d) $v_w=4800$ mm/min

图7分别表示了当前参数、不考虑颤振因素、砂轮转速 $N_g=4000$ r/min 以及砂轮进给速度 $v_w=4800$ mm/min 下的工件表面形貌。通过对比图7a、c、d可以看出,砂轮的转速和工件的进给速度直接影响磨削完成后工件的表面形貌,工件的表面轮廓高度随着砂轮转速的增大而减小。然而,工件的表面轮廓高度随着砂轮进给速度的增大而增大。同时,通过对比图7a、b可以看出,磨削颤振可以引起工件表面形貌的粗化。为了进一步说明磨削颤振对表面形貌的影响,下文将进行磨削实验验证。

3 预应力磨削微观表面形貌分析

3.1 预应力对系统颤振强度的影响

预应力磨削加工可以有效地实现对磨削工件表面残余应力的控制。然而,由于应力刚化效应的存在,预应力施加的同时,也会影响到砂轮与工件间的法向接触刚度^[4,15-16]。法向接触刚度会改变磨削加工系统稳定程度,从而引起颤振强度的变化,系统颤振强度的变化必然会对工件的表面微观几何形貌产生影响。结合前期研究结果,砂轮和工件的接触刚度可以用来衡量颤振的强弱,一定范围内,磨削颤振强度随着接触刚度的增大而增强^[4]。预应力可以调整应力刚化的

效果,从而改变接触刚度的变化规律,即工件两端所施加的预应力可一定程度上增大砂轮与工件间的法向接触刚度。因此,可采用控制变量的方式,通过改变预应力大小来引起法向接触刚度的改变,从而间接控制颤振强度的大小。其中,预应力的施加可通过在工件两端施加扭矩的方式实现:

$$\sigma = \frac{6M}{2df_c A + 3d_2 A \frac{P + \pi d_2}{\pi d_2 - Pf_c}} \quad (27)$$

式中: σ 为预应力; A 为工件的界面积; d_2 为螺纹中径; d 为螺纹公称直径; M 为施加的扭矩; P 为螺距; f_c 为螺纹的摩擦系数,无润滑时 $f_c = 0.15$ 。

磨削深度为 $30 \mu\text{m}$ 时,主轴加工过程中的振动情况如图8所示。由于加工前砂轮已进行了动平衡实验,消除了偏心及不对中对转子谐波振动的影响,因此加工过程中所测得的振动情况即为磨削颤振。通过对比可以看出,一定范围内,磨削过程中的颤振强度随着预应力的增大而增强,这也验证了前文的理论分析。即基于应力刚化效应,通过施加预应力,可以一定程度上增大砂轮与工件的法向接触刚度。基于前文分析,接触刚度可作为衡量颤振强弱的依据,这说明一定范围内,可通过预应力的施加来改变接触刚度的大小,从而间接调节颤振的强度。

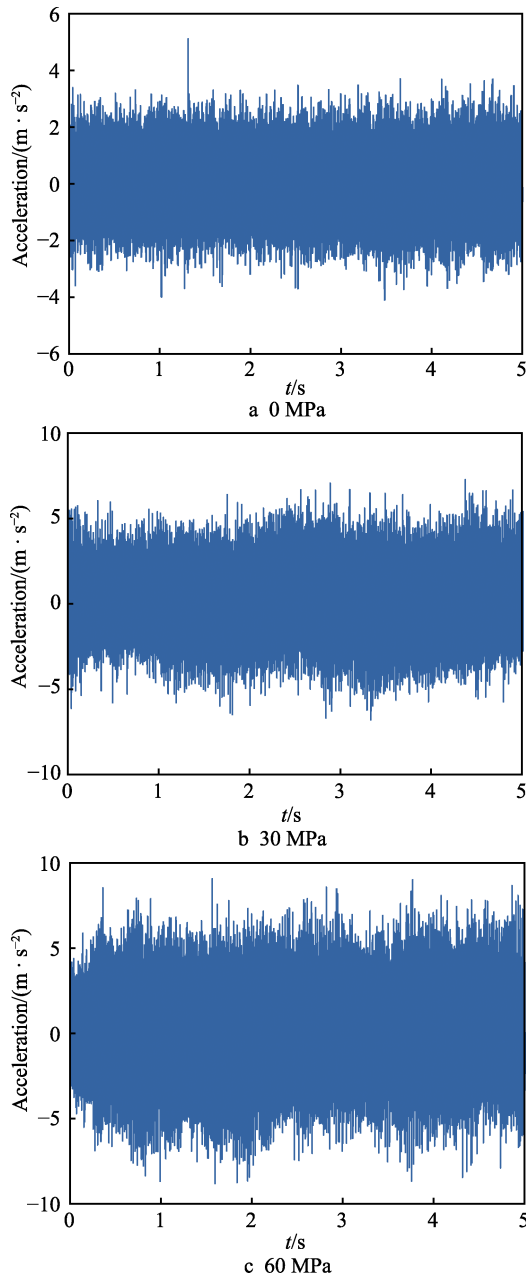


图 8 不同预应力下主轴振动信号
Fig.8 The chatter signal of the machine's spindle under different prestresses

3.2 实验研究

为了验证预应力条件下系统动态特性对工件表面质量的影响规律, 本实验分为两部分: 一部分为相同预应力下工件不同位置处的表面轮廓高度与仿真结果的对比; 另外一部分为不同预应力下的工件相同位置处的表面轮廓高度对比。

实验所用的磨床型号为 BLOHM ORBIT 36, 选用陶瓷结合剂的白刚玉砂轮, 粒度号为 F46, 砂轮线速度为 37 m/s, 直径为 250 mm, 待磨工件材料为 45 钢, 尺寸为 50 mm×10 mm×20 mm, 固定在夹具上的工件进给速度为 $v_w=1800$ mm/min, 预置的磨削深度

为 100 μm 。夹具通过磨床的电磁铁吸附在磨床上, 同时, 工件固定于夹具上方, 设定参数后, 进行实验。采用 OLYMPUS 4100 观测加工完成后工件表面形貌的微观分布情况。

3.3 不同位置工件表面形貌观测

为了研究不同位置处的工件表面形貌分布情况, 将工件分为切入区、中间区、切出区三部分进行形貌分析, 如图 9 所示。然后分块采集工件表面轮廓高度值, 分别计算各个部分的表面轮廓高度的平均值, 再将所得的平均值与模型计算的结果进行对比。

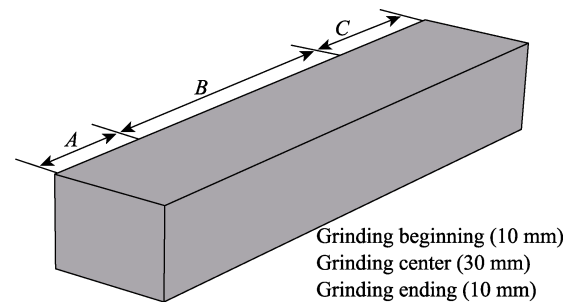


图 9 工件结构
Fig.9 Structure diagram of workpiece

预应力为 33 MPa 时, 不同位置处工件表面轮廓高度值理论与实验的对比结果如图 10 所示。砂轮表面磨粒因颤振所引起的相对位移变化量会直接影响磨粒在工件表面的轨迹分布, 从而影响加工工件微观表面质量。图中红线表示考虑加工过程中砂轮与工件动态相对位移所求得的表面高度, 计算方法对应式(26); 蓝线表示忽略动态相对位移量所求得的加工工件表面轮廓高度分布情况。结合图 2 的动态磨削力结果进行分析, 可以看出, 磨削开始时, 虽然系统的颤振比较剧烈, 但砂轮还没有完全切入, 因此不会引起较大的表面轮廓高度值。随着磨削过程的进行, 工件的表面轮廓高度继续增大, 直到磨削深度达到了预置值, 系统进入稳定磨削状态, 工件的表面轮廓高度增加缓慢。当砂轮平动至切出区时,

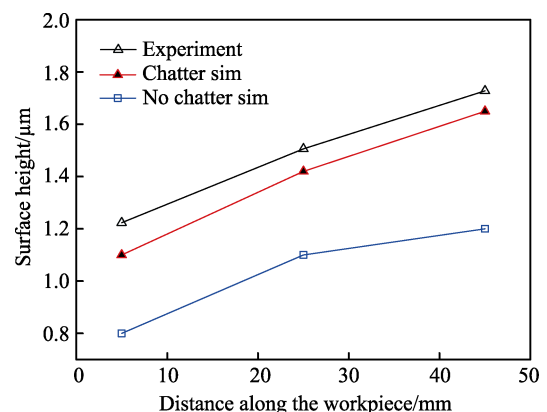


图 10 不同位置处的工件表面轮廓高度
Fig.10 Surface height on different workpiece's sections

由于边缘效应的影响,磨削进入非稳态,引起工件表面轮廓高度值的增大。同时,对比考虑和不考虑颤振因素的两部分结果,可以看出,考虑颤振因素时的表面轮廓高度值较大,并与实验测得的表面轮廓高度值更为接近。因此,颤振使加工工件的表面粗化,在实际加工生产中不应被忽略。

3.4 不同预应力下工件表面微观形貌对比

本实验中,共设置 100、66、33 MPa 三种大小的预应力,磨削深度设置为 $200\ \mu\text{m}$,工件进给速度为 $v_w=1200\ \text{mm/min}$ 。通过 OLYMPUS 4100 显微镜对工件中间区进行显微观测,同时绘制工件表面轮廓高度与预应力大小关系曲线,结果如图 11 和图 12 所示。



图 11 不同预应力下磨削工件表面微观形貌

Fig.11 The ground workpiece's surface microscopic surface topography under different chatter strengths

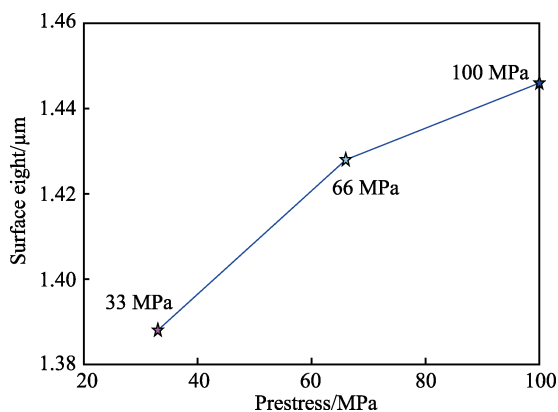


图 12 不同预应力下的工件表面轮廓高度

Fig.12 Surface height of workpiece under different chatter strengths

不同预应力下,磨削工件中间区域的平面及空间显微分布结果如图 11 所示。基于应力刚化效应,可以看出,随着颤振强度的减小,工件表面微观形貌逐渐变得光滑,毛刺也逐渐减少。同时,为了获得不同颤振情况下轮廓高度分布情况,对观测区域的表面轮廓高度进行均值化处理,可得观测区轮廓高度平均值随颤振强度的变化规律。从图 12 中可以看出,磨削后工件的表面轮廓高度随着预应力的增加而增大,结合应力刚化效应,说明磨削后工件的表面轮廓高度随

着颤振强度的增强而增大。

通过两组实验可以看出,预应力磨削加工工件表面的轮廓高度并非完全一致,其平均值会随着磨削方向呈现一定的规律性分布。即由于磨削系统不同位置处动态强度的不同,导致磨削工件微观表面平均轮廓高度沿着磨削方向呈增大的趋势。虽然预应力磨削加工可以一定程度上调整残余应力的分布,但过大地施加预应力会引起加工过程中颤振强度的增强,从而一定程度上降低了加工工件表面微观几何精度。此外,在实际加工中,为了获得理想的工件表面轮廓分布,需采取一定手段降低颤振对工件表面质量的影响,如上文分析所得的提高砂轮转速和降低砂轮进给速度。

4 结论

1) 预应力磨削加工是一个动态时变过程,磨削力在加工过程中先波动式增大,后随时间推移而逐渐稳定。动态磨削力的存在导致磨削后工件表面轮廓高度分布的不一致性,磨削后的工件表面平均轮廓高度沿砂轮的进给方向逐渐增大。

2) 虽然预应力磨削加工可以一定程度上调整残余应力的分布,但预应力过大会引起加工过程中颤振强度的增强,从而一定程度上影响工件表面微观几何

精度。因此,在对工件表面微观几何精度有较高需求的磨削加工过程中,需要严格控制磨削颤振的强度,以获得理想的加工表面。

3) 砂轮转速和砂轮进给速度直接影响预应力磨削加工后的工件表面形貌分布。工件表面轮廓高度随着砂轮转速增加而减小,随着砂轮进给速度的增加而增大。

参考文献:

- [1] 史小亮, 刘明贺, 张修明, 等. 预应力淬硬磨削下强化层金相组织的转变机理[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2016, 37(2): 208-212.
SHI Xiao-liang, LIU Ming-he, ZHANG Xiu-ming, et al. Transformation mechanism of microstructure in hardening layer under the PSHG[J]. Journal of northeastern university (Natural Science), 2016, 37(2): 208-212.
- [2] CAO Y L, GUAN J, LI B, et al. Modeling and simulation of grinding surface topography considering wheel vibration[J]. The international journal of advanced manufacturing technology, 2013, 66: 937-945.
- [3] 陈鑫, 王栋, 刘昱范. 高速磨削对 18CrNiMo7-6 表面完整性的影响研究[J]. 表面技术, 2018, 47(9): 259-265.
CHEN Xin, WANG Dong, LIU Yu-fan. Influence of high speed grinding on surface integrity of 18CrNiMo7-6[J]. Surface technology, 2018, 47(9): 259-265.
- [4] SUN C, NIU Y J, LIU Z X, et al. Study on the surface topography considering grinding chatter based on dynamics and reliability[J]. The international journal of advanced manufacturing technology, 2017, 92: 3273-3286.
- [5] 盛晓敏, 资嘉磊, 宓海青, 等. 工程陶瓷高校平面磨削表面波紋度实验研究[J]. 工程设计学报, 2006, 13(6): 421-425.
SHENG Xiao-min, ZI Jia-lei, MI Hai-qing, et al. Research on surface waviness of advanced ceramics in high efficiency surface grinding[J]. Chinese journal of engineering design, 2006, 13(6): 421-425.
- [6] 陈东祥, 田延玲. 超精密磨削加工表面形貌建模与仿真方法[J]. 机械工程学报, 2010, 46(13): 186-191.
CHEN Dong-xiang, TIAN Yan-ling. Modelling and simulation methodology of the machined surface in ultra-precision grinding[J]. Chinese journal of mechanical engineering, 2010, 46(13): 186-191.
- [7] ZHOU X, XI F. Modeling and predicting surface roughness of the grinding process[J]. International journal of machine tools and manufacture, 2002, 42: 969-977.
- [8] LIU Y M, WARKENTIN A, BAUER R, et al. Investigation of different grain shapes and dressing to predict surface roughness in grinding using kinematic simulations[J]. Precision engineering, 2013, 37: 758-764.
- [9] CHUNG K W, LIU Z H. Nonlinear analysis of chatter vibration in a cylindrical transverse grinding process with two time delays using a linear time transformation method[J]. Nonlinear dynamics, 2011, 66(4): 441-456.
- [10] SHAO Y M, LI B Z, CHIANG K N, et al. Physics-based analysis of minimum quantity lubrication grinding[J]. The international journal of advanced manufacturing technology, 2015, 79: 1659-1670.
- [11] 田爱玲, 孙钊, 于洵, 等. 非高斯随机粗糙表面的数字模拟[J]. 系统仿真学报, 2009, 21(10): 2840-2842.
TIAN Ai-ling, SUN Zhao, YU Xun, et al. Numerical simulation of non-gaussian random roughness surface[J]. Journal of system simulation, 2009, 21(10): 2840-2842.
- [12] BAKOLAS V. Numerical generation of arbitrarily oriented non-gaussian three-dimensional rough surface[J]. Wear, 2003, 254: 546-554.
- [13] JOHNSON N L. System of frequency curves generated by methods of translation[J]. Biometrika, 1949, 36: 149-176.
- [14] 宋俊杰. 非高斯随机粗糙表面的数字模拟[D]. 西安: 西安工业大学, 2008.
SONG Jun-jie. Digital simulation of non-gaussian random rough surface[D]. Xi'an: Xi'an Technology University, 2008.
- [15] MUHAMAD R, MOHAMED A, OEHLERS D J, et al. The tension stiffening mechanism in reinforced concrete prisms[J]. Advances in structural engineering, 2012, 15: 2053-2070.
- [16] BISCHOFF P H. Tension stiffening and cracking of steel fiber-reinforced concrete[J]. Journal of materials in civil engineering, 2003, 15: 174-182.