

凸曲面拼接模具球头铣刀的瞬时铣削力预测^{*}

吴 石, 张添源, 刘献礼, 刘海瑞, 杨 琳

(哈尔滨理工大学先进制造智能化技术教育部重点实验室 哈尔滨, 150080)

摘要 在曲面模具拼接区域球头铣刀铣削过程中, 刀具载荷变化大, 瞬态铣削力有突变现象, 影响模具拼接区域的加工精度和表面质量。为了预测拼接区域球头铣刀的瞬态铣削力, 首先, 建立考虑冲击振动的球头铣刀三维次摆线轨迹方程, 得到瞬时未变形切屑厚度模型; 然后, 基于铣削微元的思想, 建立凸曲面双硬度拼接模具球头铣刀的瞬态铣削力模型, 该模型能够综合考虑拼接区冲击振动、硬度变化、刀具工件接触角度变化对瞬态铣削力的影响; 最后, 进行凸曲面拼接区域球头铣刀铣削加工实验。实验结果表明, 预报的瞬态铣削力和实验测量结果在幅值上和变化趋势上具有一致性, 在平稳切削时最大铣削力预测误差值基本在 15% 以内, 验证了该模型能有效地预报凸曲面模具拼接区域球头铣刀的瞬态铣削力。

关键词 拼接模具; 球头刀铣削; 冲击振动; 三维次摆线; 铣削力预测

中图分类号 TG506; TH113

引 言

轿车覆盖件模具具有加工形面曲率变化大、形面复杂、尺寸精度和表面质量要求高的特点, 其模具材料大多是为 Cr12MoV 和 7CrSiMnMoV 等模具钢^[1]。为降低覆盖件模具整体加工的复杂性, 多采用模体和镶块式模件拼接结构, 整体铣削加工时模具拼接区域存在多种硬度差, 镶块间硬度差 HRC5-HRC10, 镶块与模体间硬度差高达 HRC15^[2]。在球头铣刀铣削加工模具拼接区域时, 一方面多硬度拼接区的铣削加工易于引发载荷突变, 对刀具造成明显的振动冲击; 另一方面, 多硬度拼接区曲面曲率不断变化, 引起未变形切屑厚度、切屑体积随之变化, 导致加工过程中瞬态铣削力变化明显。这是导致模具加工表面精度下降, 表面质量不高的主要原因。因此, 研究复杂型面拼接模具球头铣削的瞬态铣削力具有重要工程意义。

在曲面球头铣刀瞬态铣削力的研究过程中, Altintas 等^[3-4]基于微元法将球头铣刀刃线的空间特征和加工过程时间特征结合起来, 引入切削刃微元和瞬时切削宽度求解瞬态铣削力。Zhang 等^[5]延续了该方法, 分析了圆弧角铣削加工过程中铣削力的变化规律。Wei 等^[6-8]同样基于时间离散方法研究

了自由轮廓曲面和三维曲面加工的瞬态铣削力预测方法。Tuysuz 等^[9]在考虑球头铣刀加工变形的情况下修正了三轴铣削和五轴铣削过程的瞬态铣削力, 提出了自由曲面球头刀铣削犁耕力的模型。

在瞬态铣削力预测模型中, 切屑厚度是极为重要的时间变量, 它联系着切削加工条件与铣削力微元。Wan 等^[10]分析了薄壁件铣削加工时切入角对瞬时切屑厚度的影响, 提出了未变形切屑厚度的迭代算法。文献[11-13]提出了基于球头铣刀刃的二维次摆线轨迹方程的等效切屑厚度, 分析了未变形切屑厚度随着刀具工件接触区的瞬时径向接触角和轴向接触角变化规律。Liang 等^[14]进一步发展了摆线轨迹方程, 建立了三维摆线轨迹方程, 基于刀工接触区边界建立了球头铣刀未变形切屑厚度的几何模型, 分析了切屑厚度的时空变化特征。Huang 等^[15]基于轴向接触角和刀倾角对切屑厚度进行数值解耦, 实现了曲面瞬态铣削力的预测。

在模具曲面加工中, 由于形面复杂, 刀具与工件的接触关系沿切削轨迹不断变化, 是曲面加工的最显著的特点, 同时铣削模具不同硬度拼接区域时, 瞬时冲击力对铣削力的影响不能忽视。文中针对凸曲面模具拼接处的瞬时冲击力, 以“弱刚性铣削系统+刚性拼接曲面”加工模式为研究对象, 研究瞬时冲击力及模具曲面曲率变化对未变形切屑厚度时空特征

^{*} 国家自然科学基金资助项目(51675146); 黑龙江省自然科学基金资助项目(E2018048)
收稿日期: 2019-03-10; 修回日期: 2019-08-16

的影响规律,并基于微元法对曲面拼接模具球头铣刀的瞬时铣削力进行预测。

1 冲击振动球头铣刀三维次摆线轨迹

球头铣刀任意 j 齿切削刃上的离散点需要经历四次坐标变换,四次坐标变换矩阵分别为进给矩阵 $\mathbf{T}_{1-0}(f_x, f_y, f_z, t)$, 旋转矩阵 $\mathbf{T}_{2-1}(\omega, t)$, 冲击振动

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \cos(\omega t + \varphi_j) & \sin(\omega t + \varphi_j) & 0 \\ -\sin(\omega t + \varphi_j) & \cos(\omega t + \varphi_j) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A_x \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i) + f_x t \\ A_y \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i) + f_y t \\ A_z \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i) + f_z t \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

其中: ω 为刀具的旋转角速度; φ_j 为齿间角; $\varphi_j = (j-1) \frac{2\pi}{N}$, $j=1,2,\dots,N$, N 为刀具齿数; A_c 为冲击振动位移, $A_c = A_{x,y,z} \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i)$; A_x, A_y, A_z 为各向瞬时冲击力的幅值; ω_0, ψ 为瞬时冲击力的频率和相位; $\omega_d = \omega_0 \sqrt{1-\xi^2}$; $\exp(-\zeta\omega_0 t)$ 为冲击振动的衰减函数; 函数 $r(t_i)$ 为判断刀齿是否处于拼接接缝区的单位阶跃函数。

第 j 齿切削刃参数方程在模具空间坐标系内的表达式为

$$[x_0 \ y_0 \ z_0 \ 1]^T = \mathbf{T} [x_j \ y_j \ z_j \ 1]^T \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} x_0 \\ y_0 \\ z_0 \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_x t + R \sin\theta(z) \cos(\omega t + \varphi_j - \mu) + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i) \\ f_y t + R \sin\theta(z) \sin(\omega t + \varphi_j - \mu) + A_y \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i) \\ f_z t + R(1 - \cos\theta(z)) + A_z \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \psi) r(t_i) \\ 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

其中: $f_x t, f_y t$ 和 $f_z t$ 为刀具在模具空间坐标系内相对于模具沿 O_0x_0 轴、 O_0y_0 和 O_0z_0 轴方向 t 时刻内平移距离。

$f_x t, f_y t$ 和 $f_z t$ 可分别表示为

$$\begin{cases} f_x t = f_t \cos\beta_f \cos\lambda \\ f_y t = f_t \cos\beta_f \sin\lambda \\ f_z t = f_t \sin\beta_f \end{cases} \quad (6)$$

其中: β_f 为刀具前倾角; λ 为进给方向角。

2 冲击振动的未变形切屑厚度模型

加工曲面模具过程中,越靠近球头刀尖时的切削刃实际切削半径越小,将刀齿运动轨迹近似为圆平移轨迹计算的未变形切屑厚度值,与刀齿运动轨迹为次摆线轨迹计算的未变形切屑厚度值的差越大。为简化球头铣刀曲面铣削切削刃轨迹方程,假设进给方向在 xOy 面投影与 x 轴重合,即 $f_y = 0$ 。在 t 时间,位置角 $\theta(z)$ 处的切削刃离散微元运动轨

引起的位移矩阵 $\mathbf{T}_{3-2}(A_c)$ 和刀具齿间角矩阵 $\mathbf{T}_{j-3}(\varphi_j)$ 。其中,刀具坐标系 $O_3X_3Y_3Z_3$ 到主轴回旋转坐标系 $O_2X_2Y_2Z_2$ 的平移变换由于经过模具拼接区域,要考虑冲击振动引起的位移变化。从 j 齿切削刃局部坐标系到模具空间坐标系的变换矩阵为 $\mathbf{T} = \mathbf{T}_{1-0}(f_x, f_y, f_z, t) \mathbf{T}_{2-1}(\omega, t) \mathbf{T}_{3-2}(A_c) \mathbf{T}_{j-3}(\varphi_j)$

推导得

$$\begin{bmatrix} x_j \\ y_j \\ z_j \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R \sin\theta(z) \cos\mu \\ R \sin\theta(z) \sin\mu \\ R(1 - \cos\theta(z)) \\ 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

其中: $[x_j \ y_j \ z_j \ 1]^T$ 为以刀尖为原点。

第 j 齿切削刃局部坐标系下的球头切削刃方程

其中: R 为球头铣刀半径; $\theta(z)$ 为切削刃任意点轴向位置角; $\mu = (1 - \cos\theta(z)) \tan\beta$ 为切削刃任意点的螺旋滞后角; β 为刀具螺旋角。

将式(4)代入式(3)可得球头铣刀曲面铣削切削刃轨迹方程

迹为

$$\begin{cases} x(t, j, \theta(z)) = f_x t + R \sin\theta(z) \cos(\omega t + \varphi_j) + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \mu + \psi) r(t_i) \\ y(t, j, \theta(z)) = R \sin\theta(z) \sin(\omega t + \varphi_j) + A_y \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \mu + \psi) r(t_i) \\ z(t, j, \theta(z)) = f_z t + R(1 - \cos\theta(z)) + A_z \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \mu + \psi) r(t_i) \end{cases} \quad (7)$$

该运动轨迹即考虑了刀齿三维次摆线运动,又考虑了过模具拼接区域时的冲击振动,其第 $j-1$ 齿的刀齿运动轨迹为

$$\begin{cases} x(t', j-1, \theta(z)) = f_x t' + R \sin\theta(z) \cos(\omega t' + \varphi_j) + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \\ y(t', j-1, \theta(z)) = R \sin\theta(z) \sin(\omega t' + \varphi_j) + A_y \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \\ z(t', j-1, \theta(z)) = f_z t' + R(1 - \cos\theta(z)) + A_z \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \end{cases} \quad (8)$$

其中： $\theta_{j-1}(z)$ 为球头铣刀第 $j-1$ 齿的轴向位置角；

t' 为第 $j-1$ 齿的轨迹周期， $t' = t - \frac{2\pi}{N\omega}$ 。

关于曲面铣削第 j 齿的 z 向轴向位置角 $\theta_j(z)$ 与第 $j-1$ 齿的 z 向轴向位置角 $\theta_{j-1}(z)$ 的关系为

$$\begin{cases} f_z t + R(1 - \cos\theta_j(z)) = R(1 - \cos\theta_{j-1}(z)) & (0 < \beta_j < \pi/2) \\ f_z t + R(1 - \cos\theta_{j-1}(z)) = R(1 - \cos\theta_j(z)) & (-\pi/2 < \beta_j < 0) \end{cases} \quad (9)$$

球头铣刀的刀齿三维次摆线轨迹如图 1 所示，在切削刃 $\theta(z_i)$ 位置进行离散，两齿分别为第 j 齿和第 $j-1$ 齿，两齿在 xOy 面的轨迹也如图 1 所示 O_{j-1} 为 O_j 的前一刀具坐标点。

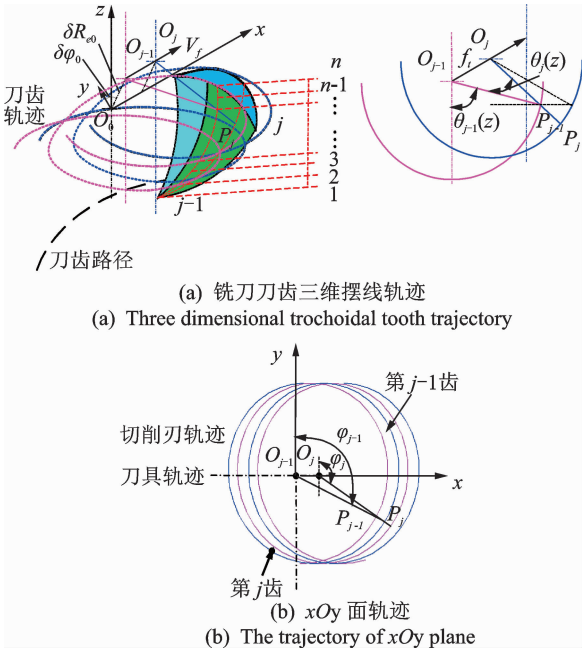


图 1 两齿球头铣刀的三维次摆线轨迹示意图

Fig. 1 Schematic diagram of three-dimensional trochoid trajectory of the two teeth ball end cutter

在第 j 齿和第 $j-1$ 齿的切削表面分别取切屑厚度控制点 P_{j-1}, P_j ，则当 t 时间第 j 齿的瞬时未变形切屑厚度为

$$h(t, \theta(z)) = |P_{j-1}P_j| = \sqrt{(x_{p_j} - x_{p_{j-1}})^2 + (y_{p_j} - y_{p_{j-1}})^2} \sin\theta_j(z) \quad (10)$$

计算瞬时未变形切屑厚度时，需要保证当前刀具中心 $O_j(x_{o_j}, y_{o_j})$ ，与相邻刀齿的切屑厚度控制点 P_{j-1}, P_j 共线，即满足如下方程

$$\frac{x_{p_j} - x_{p_{j-1}}}{y_{p_j} - y_{p_{j-1}}} = \frac{x_{p_j} - x_{o_j}}{y_{p_j} - y_{o_j}} \quad (11)$$

P_j 点、 P_{j-1} 点和 O_j 点在位置角 $\theta(z)$ 的平面运

动轨迹，如下式所示

$$\begin{cases} x_{p_j} = f_x t + R \sin\theta(z) \cos(\omega t + \pi) + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \\ y_{p_j} = R \sin\theta(z) \sin(\omega t + \pi) + A_y \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \end{cases} \quad (12)$$

$$\begin{cases} x_{p_{j-1}} = f_x t' + R \sin\theta_{j-1}(z) \cos(\omega t') + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \\ y_{p_{j-1}} = R \sin\theta_{j-1}(z) \sin(\omega t') + A_y \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \end{cases} \quad (13)$$

$$\begin{cases} x_{o_j} = f_x t + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \\ y_{o_j} = A_y \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \end{cases} \quad (14)$$

由式(12)得到 $\sin\theta_j(z)$ ，由于球头铣刀不同位置 (z_i) 的瞬时未变形切屑厚度不同，不同位置 (z_i) 的刀具变形也不同，所以球头铣刀球头任意离散位置 (z_i) 的瞬时未变形切屑厚度为

$$h_j(t, \theta_j z_i) = (R_i + L_i \sin(\omega t + (j-1)\pi + \delta\omega_0) - \sqrt{R_i^2 - L_i^2 \cos^2(\omega t + (j-1)\pi + \delta\omega_0)}) \sin\theta_j z_i \quad (15)$$

其中：

$$L_i = |O_{i,j-1}O_{i,j}| = \sqrt{(x_{i,j} - x_{i,j-1})^2 + (y_{i,j} - y_{i,j-1})^2} = \sqrt{[f_x t + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \mu + \psi) r(t_i) - f_x t' + A_x \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i)]^2 + [A_y \exp(-\zeta\omega_0 t) \sin(\omega_d t + \mu + \psi) r(t_i) - A_y \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i)]^2} \quad (16)$$

如图 2 所示，铣削凸曲面模具试件时，刀位点 1~3 位置为铣削凸曲面模具的上坡过程，刀位点 4~6 位置为铣削凸曲面模具的下坡过程，其切削参数和球头铣刀参数如表 1 所示。根据未变形切屑厚度计算不同刀位点的切屑体积，根据 UG 实体造型仿真不同刀位点的切屑几何形状。如表 2 所示，切屑

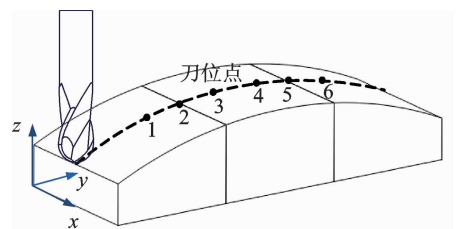


图 2 凸曲面模具试件及仿真位置点
Fig. 2 Convex surface mould and simulation position

空间位置随刀具前倾角的变化而变化,在刀位点1~3,4~6时,刀具前倾角在±6°~±16°之间,各位置点的切屑体积不稳定,且略有上升,在前倾角±16°附近切屑体积较大。


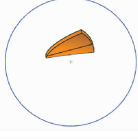
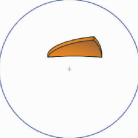

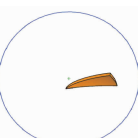
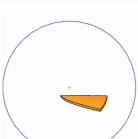
表1 曲面球头铣削仿真参数

Tab.1 Parameters of ball-end milling of curved surface

切削参数				球头刀参数		
转速/(r·切深/行距/每齿进给 min ⁻¹)	mm	mm	量/mm	直径/mm	齿数	螺旋角/(°)
4 000	0.3	0.6	0.1	10	2	30

表2 不同刀位点前倾角及切屑UG仿真结果

Tab.2 Lead angle of different positions and simulation result of UG

位置编号	切屑位置	前倾角/(°)	切屑体积/mm ³
1		15.847 4	0.023 122
2		13.345 6	0.017 449
3		6.284 8	0.018 416
4		-6.334 0	0.018 352
5		-12.641 6	0.017 718
6		-15.453 4	0.022 753

6个刀位点上的刀工接触区的时空特性仿真结果如图3所示,x轴为瞬时切削位置角,用来揭示刀工接触区的时间特征,y轴为切削层面积,用来揭示刀工接触区的空间特征^[16]。

从图3中可以看出,从刀位点1~3的切削层面积逐渐减小,从刀位点4~6的切削层面积逐渐增加;在刀位点3和4、刀具前倾角为±6°左右时,此时切削层面积最大,切削力最大。凸曲面模具试件顶

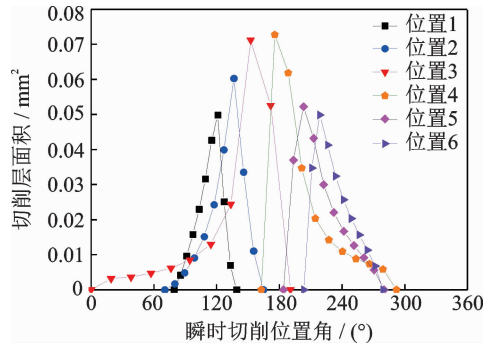


图3 不同刀位点的单齿刀工接触区时空特性

Fig.3 Space-time characteristics of single-tooth cutter contact zone with different tool positions

端刀位点的切削力最大,试件上坡位置点和下坡位置点的切削层面积呈现不对称减小趋势,上坡位置点的切削力明显小于下坡位置点的切削力。同时,从如图3中可以看出,模具试件拼接区域的冲击振动也引起不同刀齿的切削层面积不同,即第j齿的切削层面积增加的和第j-1齿的切削层面积减小的量相等;考虑冲击振动的两个刀齿的切削层面积最大值的和不考虑冲击振动的两个刀齿的切削层面积最大值的和相等。

3 振动冲击对拼接模具瞬时铣削力的影响

基于文献[16-17]的瞬态铣削力模型和切削刃离散单元化的方法,瞬态铣削力模型由剪切力和犁耕力构成,剪切力和犁耕力分别表示瞬时切削层面积和瞬时切削刃长度的函数,球头铣刀切削刃上离散的任意微元切向力、径向力和轴向力表示为

$$dF_t(j, \theta, \varphi) = K'_{te}(ds_1 + A_t) + K'_{tc}h_j(\theta, \varphi)db_1 + K''_{te}(ds_2 + A_t) + K''_{tc}h_j(\theta, \varphi)db_2 \quad (17a)$$

$$dF_r(j, \theta, \varphi) = K'_{re}(ds_1 + A_r) + K'_{rc}h_j(\theta, \varphi)db_1 + K''_{re}(ds_2 + A_r) + K''_{rc}h_j(\theta, \varphi)db_2 \quad (17b)$$

$$dF_a(j, \theta, \varphi) = K'_{ae}(ds_1 + A_a) + K'_{ac}h_j(\theta, \varphi)db_1 + K''_{ae}(ds_2 + A_a) + K''_{ac}h_j(\theta, \varphi)db_2 \quad (17c)$$

其中: $K'_{te}, K''_{te}, K'_{tc}, K''_{tc}, K'_{re}, K''_{re}, K'_{rc}, K''_{rc}$ 和 $K'_{ae}, K''_{ae}, K'_{ac}, K''_{ac}$ 分别为球头铣刀铣削不同硬度模具钢时切向、径向和轴向的剪切和犁耕铣削力系数; φ_{st} 和 φ_{ex} 为球头铣刀的切入角和切出角; θ_{up} 和 θ_{low} 为刀工接触区的轴向位置角上下边界; N 为球头铣刀的齿数; ds_1, ds_2 和 db_1, db_2 分别为铣削不同硬度模具钢时球头切削刃微元刃长和微元刃宽。其中在球头微元刃长上的冲击振动 A_t, A_r, A_a 表示为

$$\begin{cases} A_t = A_x \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \cos\beta \\ A_r = A_y \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \sin\beta \\ A_a = A_z \exp(-\zeta\omega_0 t') \sin(\omega_d t' + \mu + \psi) r(t_i) \end{cases} \quad (18)$$

db 为每一个切削刀微元所对应的切削宽度,可以表示为

$$db = \frac{dz}{\sin(\theta_j(z_i))} = \frac{dR(1 - \cos\theta_j(z_i))}{\sin\theta_j(z_i)} = R d\theta_j(z_i) \quad (19)$$

由金属切削原理可知,未变形切削厚度与切削宽度的乘积为切削层面积 A_D ,则瞬时切削刀微元切削层面积为

$$A_D(j, \theta, \omega) = h_j(\theta; z_i, \omega) db = (R_i + L_i \sin(\omega t + (j-1)\pi + \delta\omega_0) - \sqrt{R_i^2 - L_i^2 \cos^2(\omega t + (j-1)\pi + \delta\omega_0)}) R \sin\theta_j z_i d\theta_j z_i \quad (20)$$

瞬时切削层面积为

$$A_D(j, \omega) = \int_{\theta_{ow}^l}^{\theta_{up}^l} (R_i + L_i \sin(\omega t + (j-1)\pi + \delta\omega_0) - \sqrt{R_i^2 - L_i^2 \cos^2(\omega t + (j-1)\pi + \delta\omega_0)}) R \sin\theta_j z_i d\theta_j z_i \quad (21)$$

基于文献[18]的方法,测得不同硬度模具试件的铣削力系数。球头铣刀铣削凸曲面时刀具前倾角不断变化,不同刀具前倾角下的铣削力系数如图4、图5所示。

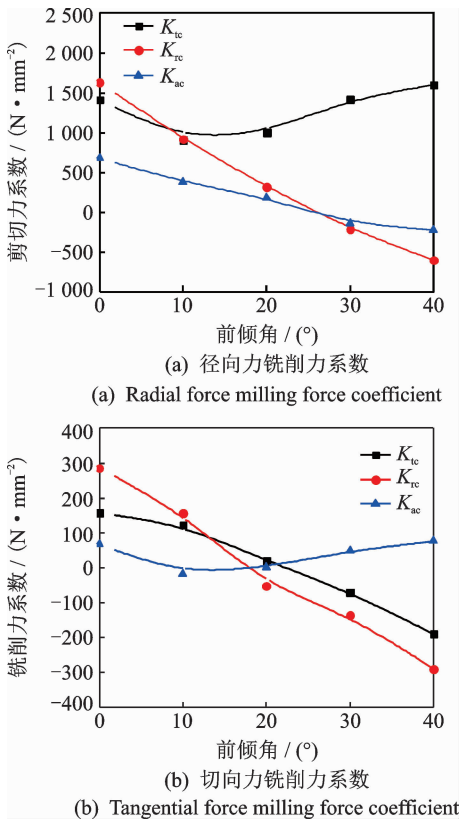
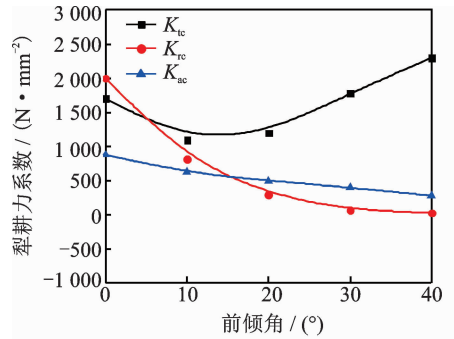
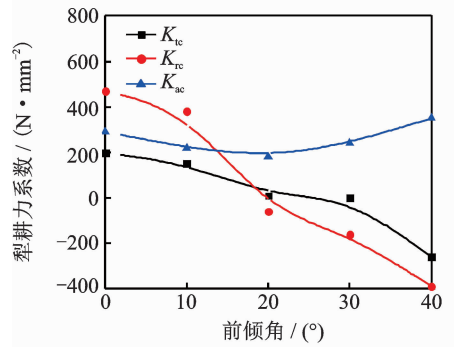


图4 在45HRC硬度条件下刀具前倾角对铣削力系数的影响

Fig. 4 Effect of tool lead angle on milling force coefficients under 45 HRC hardness



(a) Radial force milling force coefficient



(b) Tangential force milling force coefficient

图5 在60HRC硬度条件下刀具前倾角对铣削力系数的影响

Fig. 5 Effect of tool lead angle on milling force coefficients under 60 HRC hardness

4 凸曲面拼接区球头铣刀瞬时铣削力实验

加工设备为 VDL-1000E 型三轴立式铣床,刀具为二刃整体硬质合金球头铣刀;实验样件为不同硬度的凸曲面拼接模具试件,样件材料为 Cr12MoV 模具钢,样件尺寸为 200 mm×200 mm×60 mm,样件分为不同硬度的 3 个部分,通过螺栓连接成整体,每部分硬度分别为 HRC52, HRC58, HRC45。瞬时铣削力数据采集系统由 Kistler9257B 型测力仪、Kistler5007 型电荷放大器型号、东华 DH5922 信号采集系统等组成,实验样件及测试系统布置如图 6 所示。凸曲面拼接区球头铣刀铣削采用顺铣切削,切削参数如表 1 所示。

实验过程中 PCB 加速度传感器所测得的振幅值小于 10 m/s²,切削平稳。切削路径如图 2 所示,切削路径为 $L(P_1, P_2, P_3, P_4, P_5, P_6)$,测得的瞬时铣削力大小如图 7 所示。冲击振动频率由拼接区域测得的瞬时铣削力经过傅里叶变换后得到。

在球头铣刀铣削凸曲面拼接区过程中,由于拼

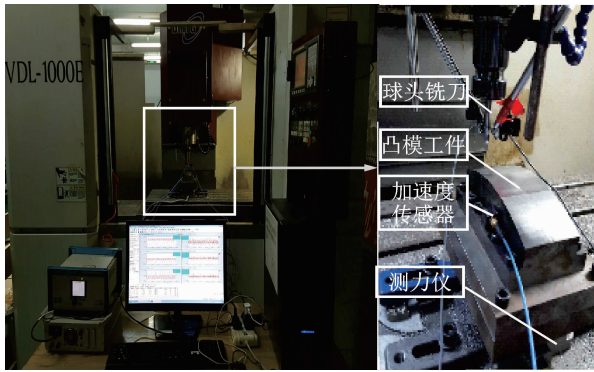


图 6 凸曲面淬硬钢模具铣削现场

Fig. 6 Experiments of convex surface hardened steel mold

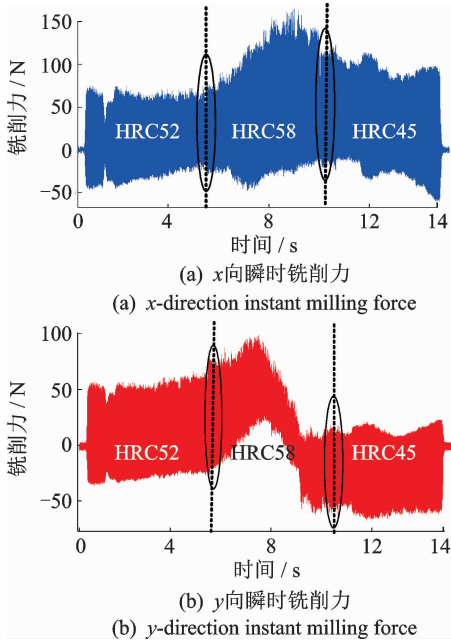


图 7 凸曲面拼接模具样件的瞬时铣削力

Fig. 7 Instant milling force at convex surface splicing mould

接区域的冲击振动对 x 和 y 方向的瞬时铣削力影响较大,对轴向瞬时铣削力影响相对较小,故瞬时铣削力仿真时只研究 x 向和 y 向瞬时铣削力。

当球头铣刀从凸曲面下坡到顶端时,选取刀位点 1,2,3,刀位点 1 位于拼接缝前,刀位点 2 位于拼接缝处,刀位点 3 位于拼接缝后,经过拼接缝时,球头铣刀会收到了冲击振动,在一个切削周期内进行铣削力仿真和实验对比,如图 8~10 所示。

如图 8~10 所示,发现刀位点 2,3 处的瞬时铣削力振荡加强,同一个刀齿的瞬时铣削力存在分叉。刀位点 1~3 铣削过程中,刀具前倾角 β_f 由大变小,刀位点 x 方向的铣削力 F_x 明显大于 y 向的铣削力 F_y ,此时侧偏角较大,为球头刀侧铣切削, x 轴方向分力增加。在刀位点 3 处,刀具前倾角 β_f 较小,同时工件自由曲面曲率半径 K 趋近于无穷大,此时水

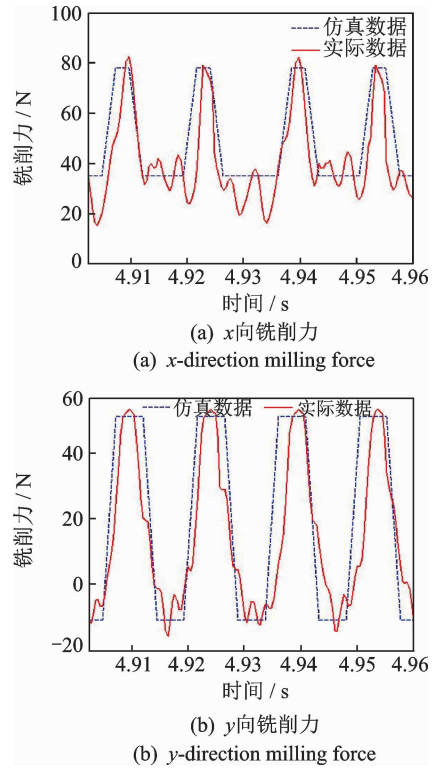


图 8 在位置点 1 上瞬时铣削力的预测及实测

Fig. 8 Prediction and actual of milling force in position point 1

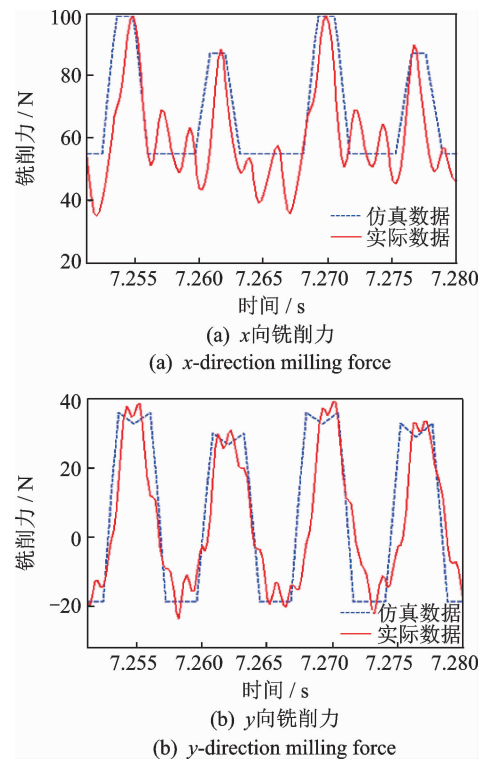


图 9 在位置点 2 上瞬时铣削力的预测及实测

Fig. 9 Prediction and actual of milling force in position point 2

平切触角 φ 和未变形切屑厚度 $h(\theta, \varphi)$ 较大。

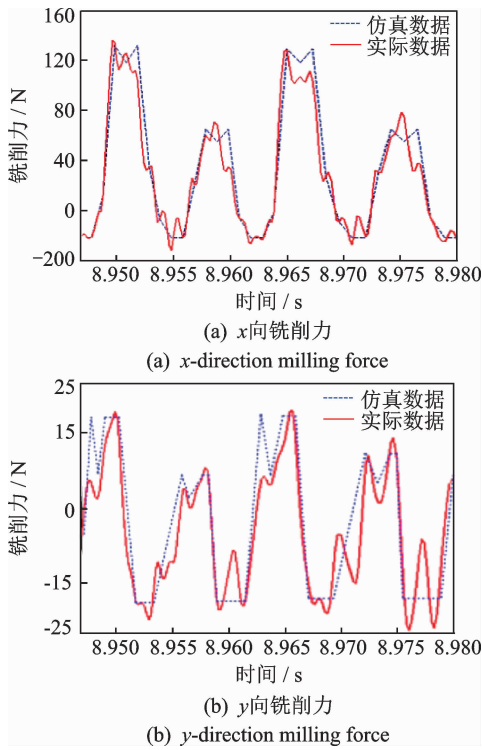


图 10 在位置点 3 上瞬时铣削力的预测及实测

Fig. 10 Prediction and actual of milling force in position point 3

实验样件顶端两侧的铣削力由于受前倾角和侧偏角的影响, x 向和 y 向铣削力减小。由于沿着 y 向进给, 刀具侧倾角和前倾角和分别影响刀具工件接触区相对于刀具轴线的水平切触角和轴向切触角的位置, 导致 x 向和 y 向的瞬时铣削力 F_x 和的方向改变^[16]。

刀位点 4 位于凸模顶端, 既是上一个缝 1 的缝后, 也是缝 2 的缝前。发现球头铣刀经过凸模顶端时, 进给方向的力反向, 行距方向的力方向不变, 大小略有增加, 轴向力逐渐增大, 到凸模顶端时轴向力最大。

如图 8~10 所示, 发现倾角大的切削位置, 两齿切削力的差值大, 证明此时刀具受冲击振动较大。在铣削力相同的情况下, 刀具工艺系统刚度弱的位置, 刀具振动明显, 同时两齿间切削力波动增大。

当球头铣刀从凸曲面由顶端下坡时, 选取刀位点 5, 6, 刀位点 5 位于拼接缝处, 刀位点 6 位于拼接缝后, 经过拼接缝时, 球头铣刀会收到了冲击振动, 在一个切削周期内进行铣削力仿真和实验对比, 如图 11、图 12 所示。

如图 11, 12 所示, 发现刀位点 5, 6 处的瞬时铣削力同理也变得振荡加强, 同一个刀齿的瞬时铣削力有分叉。当球头铣刀从凸曲面顶端下坡时, 相比

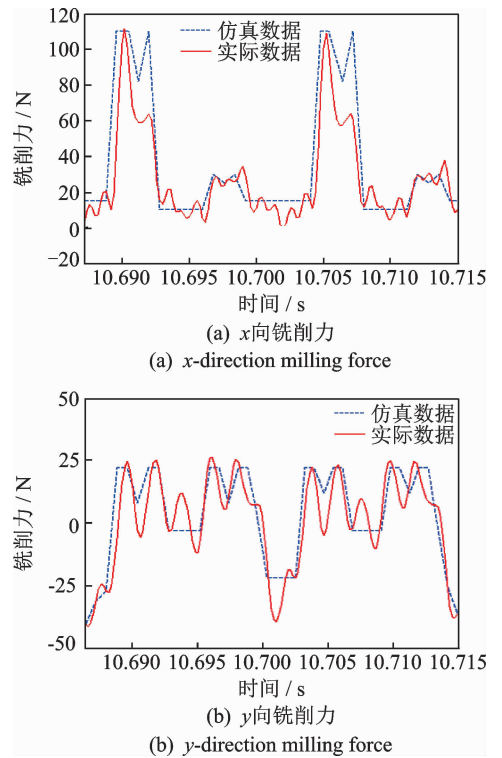


图 11 在位置点 5 上瞬时铣削力的预测及实测

Fig. 11 Prediction and actual milling force in position point 5

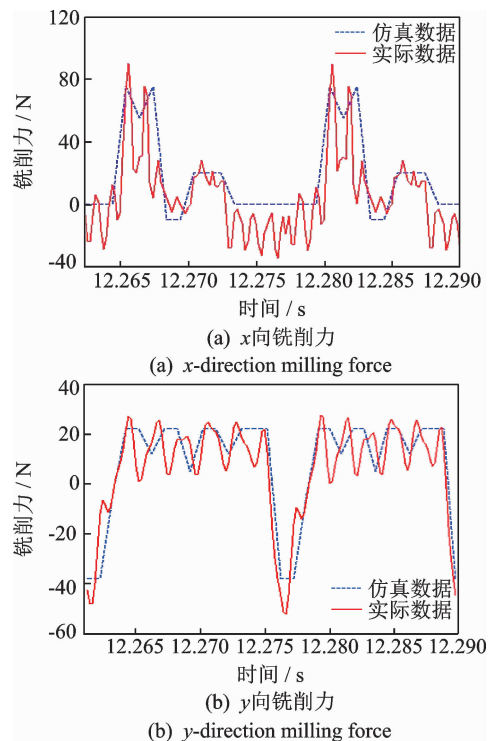


图 12 在位置点 6 上瞬时铣削力的预测及实测

Fig. 12 Prediction and actual milling force in position point 6

于凸曲面铣削上坡过程, 刀位点 5 和 6 的刀具侧偏角和行距方向曲率半径增大, 轴向切触角的范围增大。同时, 由于球头铣刀存在螺旋升角, 任意刀齿在一个切削周期内轴向力方向会产生变化, 铣削力出

现正负变化,波动范围增大。由于冲击振动的影响,在 5 个刀位点上的瞬时铣削力都不相同。

总之,基于次摆线轨迹方程和冲击振动的瞬时

铣削力仿真结果与实测结果基本一致,在不同位置点上的球头铣刀瞬时最大铣削力的预测值和实验值的误差如表 3 所示。

表 3 不同位置点上的瞬时最大铣削力的预测值与实验值之间的误差

Tab.3 Error between of the predicted value and the experimental value of the maximum milling force at different points

刀位点 编号	进给方向曲率 半径 ρ_e /mm	前倾角 $\beta_f /(^{\circ})$	侧偏角 $\beta_c /(^{\circ})$	体积/ mm ³	瞬时最大铣削力的预测误差/%		
					x 向	y 向	z 向
1	79 441.94	15.847 4	+0.32	0.023 122	3.21	8.23	4.73
2	101 732.35	13.345 6	-9.95	0.017 449	5.88	7.61	3.18
3	127 847.62	6.284 8	-19.98	0.018 416	7.10	9.18	7.70
4	50 804.74	-6.334 0	+4.25	0.018 352	9.85	7.83	10.97
5	65 326.48	-12.641 6	+8.98	0.017 718	7.39	5.27	7.83
6	83 409.61	-15.453 4	+3.27	0.022 753	6.98	7.39	5.27

5 结 论

1) 球头刀铣削中,每齿进给量与实际切削半径的比率越大,三维次摆线轨迹对未变形切屑厚度的影响越大;距离刀尖越近的微元,刀具振动越大;球头铣刀的瞬时铣削力预测需要基于刀齿三维次摆线运动轨迹方程,同时考虑球头铣刀振动的影响。

2) 当球头铣刀的前倾角最小时,切屑体积最大,瞬时铣削力最大,瞬态变化复杂;铣削凸曲面模具上坡时铣削力平稳性要好于下坡时铣削力平稳性;切屑空间位置随刀具前倾角的变化而变化,刀具前倾角在 $\pm 6^{\circ} \sim \pm 16^{\circ}$ 之间,各位置点的切屑体积不稳定,且略有上升,在前倾角 $\pm 16^{\circ}$ 附近切屑体积较大,两齿铣削力差值较大,刀具受冲击振动较大,加工稳定性下降。

3) 当球头铣刀从凸曲面顶端下坡时、从凸曲面上端到顶端上坡时,经过拼接缝时都受到冲击振动,使拼接区域的瞬时铣削力振荡加强,同一个刀齿的铣削力有分叉现象,这是由于在过缝处产生的冲击力震荡衰减所影响的。在上坡时, x 方向的铣削力 F_x 明显大于 y 向铣削力 F_y ,此时侧偏角较大,为球头刀侧铣切削, x 轴方向分力增加。进给方向(y 方向)铣削力 F_x 明显增大。在下坡时,刀具侧偏角和行距方向曲率半径增大,轴向切触角的范围增大,同时,铣削力出现正负变化,波动范围增大。

4) 实验结果表明,瞬时铣削力预测值和实验测

量值在幅值上和周期变化趋势上具有一致性,在平稳切削时最大瞬时铣削力的预测误差值基本在 15% 以内。考虑球头铣刀过拼接缝时冲击振动对凸曲面模具铣削力的影响,有益于拼接区域的加工误差及表面形貌预测。

参 考 文 献

[1] 吴石,杨琳,刘献礼,等. 覆盖件模具曲面曲率特征对球头刀铣削力的影响[J]. 机械工程学报, 2017, 53(13):188-198.
WU Shi, YANG Lin, LIU Xianli, et al. Influence of curvature characteristics of sculptured on milling force in ball-end milling of panel moulds[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(13): 188-198. (in Chinese)

[2] 刘献礼,高海宁,岳彩旭,等. 拼接模具过缝区域切削力建模与表面质量[J]. 振动、测试与诊断, 2018, 38(3): 429-437.
LIU Xianli, GAO Haining, YUE Caixu, et al. Modeling of cutting force and surface quality in the seam area of splicing dies[J]. Journal of Vibration, Measurement and Diagnosis, 2018, 38(3): 429-437. (in Chinese)

[3] ALTINTAS Y, SPENCE A. End milling force algorithms for CAD systems[J]. Manufacturing Technology CIRP Annals, 1991,40(1): 31-34.

[4] JERARD R B, HUSSAINI S Z, DRYSDALE R L, et al. Approximate methods for simulation and verifica-

- tion of numerically controlled machining programs[J]. The Visual Computer, 1989, 5(6): 329-348.
- [5] ZHANG L, ZHENG L. Prediction of cutting forces in milling of circular corner profiles [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2004, 44 (2/3):225-235.
- [6] WEI Z C, WANG M J, MA R G, et al. Modeling of process geometry in peripheral milling of curved surfaces[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2010, 210(5):799-806.
- [7] WEI Z C, WANG M J, HAN X G. Cutting forces prediction in generalized pocket machining[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2010, 50(5):449-458.
- [8] WEI Z C, WANG M J, ZHU J N, et al. Cutting force prediction in ball end milling of sculptured surface with Z-level contouring tool path[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51(5):428-432.
- [9] TUYSUZ O, ALTINTAS Y, FENG H Y. Prediction of cutting forces in three and five-axis ball-end milling with tool indentation effect[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2013, 66(2):66-81.
- [10] WAN M, ZHANG W H. Calculations of chip thickness and cutting forces in flexible end milling[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2006, 29(7):637-647.
- [11] SUN Y W, REN F, GUO D M, et al. Estimation and experimental validation of cutting forces in ball-end milling of sculptured surfaces[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2009, 49(15): 1238-1244.
- [12] GUO D M, REN F, SUN Y W. An approach to modeling cutting forces in five-axis ball-end milling of curved geometries based on tool motion analysis[J]. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2010, 132(4):041004.
- [13] SUN Y W, GUO D M. Numerical simulation and prediction of cutting force in five-axis milling processes with cutter run-out[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2011, 51(10/11):806-815.
- [14] LIANG X G, YAO Z Q. An accuracy algorithm for chip thickness modeling in 5-axis ball finish milling [J]. Computer-Aided Design, 2011, 43(8):971-978.
- [15] HUANG T, ZHANG X M, DING H. Decoupled chip thickness calculation model for cutting force prediction in five-axis ball-end milling [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 69:1203-1217.
- [16] 杨琳. 球头铣刀铣削淬硬钢模具铣削力及模具加工误差研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨理工大学,2017.
- [17] 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.
- [18] SZYMON W. The estimation of cutting forces and specific force coefficients during finishing ball end milling of inclined surfaces[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2015, 89(2):110-123.



第一作者简介:吴石,男,1971年8月生,博士、教授、博士生导师。主要研究方向为切削过程动力学。曾发表《复杂曲面模具加工系统综合刚度场建模与分析》(《机械工程学报》2016年第52卷第23期)等论文。

E-mail: wushi971819@163.com