

引文格式: 蒋建华, 胡腾, 王小虎, 等. 基于接触区齐次变换的球头铣削力预报与分析[J]. 航空制造技术, 2024, 67(8): 92-98, 104.

JIANG Jianhua, HU Teng, WANG Xiaohu, et al. Prediction and analysis of ball-end milling force for cutter-workpiece engagement based on homogeneous transformation[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2024, 67(8): 92-98, 104.

基于接触区齐次变换的球头铣削力预报与分析*

蒋建华¹, 胡腾^{1,2}, 王小虎¹, 龚熙裕¹, 张永胜¹

(1. 西南石油大学, 成都 610500;

2. 石油天然气装备技术四川省科技资源共享服务平台, 成都 610500)

[摘要] 精准求解球头铣刀-工件接触区(Cutter-workpiece engagement, CWE)已成为研究其力学行为的关键问题。现有球头CWE的求解方法存在效率低、通用性不佳和工程适用性不强等局限性。为此,本文提出一种基于齐次变换矩阵的CWE求解方法并借此实现球头铣削力预报和分析。首先,以铣削过程的几何特性分析为切入点,构建无倾角CWE解析方程组;然后,从多系统理论的视角出发,通过齐次变换方法将球头铣姿态参数表征为坐标矩阵,由此推导出其在任意姿态下的解析表达式,进而将铣削过程时域离散化并对CWE内有效铣削刃及其演化过程进行分析。在此基础上,开展球头铣削力测试试验来检验该求解方法与铣削力分析的可靠性和精准性。研究结果表明,所提CWE求解方法可在较大程度上简化求解过程,且对铣削力的预报可靠、精准性高;前倾角或侧倾角的增大会减少切削刃在铣削周期中的铣削时间,并使得铣削周期内的平均铣削力降低;采用较小的前倾角时可获得较大的铣削力。

关键词: 球头铣; 铣刀-工件接触区(CWE); 齐次变换; 铣削力; 变姿态

Prediction and Analysis of Ball-End Milling Force for Cutter-Workpiece Engagement Based on Homogeneous Transformation

JIANG Jianhua¹, HU Teng^{1,2}, WANG Xiaohu¹, GONG Xiyu¹, ZHANG Yongsheng¹

(1. Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China;

2. Sichuan Science and Technology Resource Sharing Service Platform of Oil and Gas Equipment Technology, Chengdu 610500, China)

[ABSTRACT] Accurately solve the cutter-workpiece engagement (CWE) of ball-end milling has become a key problem for its mechanical behavior. In view of the limitations of the existent CWE solution methods of ball-end milling, such as low efficiency, poor universality and weak engineering applicability, a CWE solution method based on homogeneous transformation matrix is proposed to realize its prediction and analysis. Firstly, in light of the analysis of geometric characteristics in milling process, the analytical equations of vertical CWE are deduced; Then, from the perspective of multi-body system theory, the milling posture parameters of ball-end milling are characterized as coordinate matrix by homogeneous transformation method, and its analytical expression under any posture is derived. Besides, the milling process is discretized in time domain to analyze the effective milling edge and its evolution process in CWE. On this basis, the experiment for ball-end milling force is carried out to verify the reliability and accuracy of the solution method and milling force analysis. The results show that the proposed method can simplify the solution process of CWE, and the prediction of milling force is reliable and accurate; The increase of rake angle or roll angle will reduce the milling time of cutting edge and reduce the average milling force in the milling cycle; A larger milling force can be obtained with a smaller rake angle.

Keywords: Ball-end milling; Cutter-workpiece engagement (CWE); Homogeneous transformation; Milling force; Posture change

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2024.08.092

* 基金项目: 四川省科技厅重点研发项目(19ZDZX0055)。

球头铣刀广泛应用于航空航天、汽车和模具等关键零部件的铣削加工,其铣削力学行为直接影响工件加工速度和加工精度,是加工参数选择和优化的依据,对其进行研究可为现代制造业提供重要的理论和技术支撑。同时,球头铣削力与铣削接触区几何特性之间联系紧密,故精准表征该接触区是分析球头铣削力的关键。

针对球头铣刀-工件接触区(Cutter-workpiece engagement, CWE)的精确求解方法,国内外学者进行了大量的研究。目前,CWE的求解方法主要有实体建模法、离散求解法和解析法等。Lazoglu等^[1]基于边界表示的实体建模法开发了一个B-Rep模型来模拟复杂五轴球端铣削自由曲面中的CWE。张立强等^[2]采用实体建模法分析刀具与工件的接触区,提出了面向五轴侧铣的球头铣削力学模型。Yang等^[3]通过布尔运算提出了一种实体修剪法来分析CWE,有效地提高了实体建模方法的计算效率。倪其民等^[4]通过实体建模建立了复杂曲面球头铣刀三轴铣削加工的铣削力。此外,Taner等^[5]创建了一个有组织的点云,将刀具包络线分为轴向和径向段,并使用Z-Map离散方法提取了CWE边界。董永亨等^[6]在考虑刀具姿态调整的情况下,使用微元积分方法建立了瞬时切削力的计算模型,改进了识别CWE的Z-Map算法。魏兆成等^[7]通过Z-Map方法识别CWE,提出了一种考虑进给方向和刀具切除区域任意面的切削力预报方法。在解析法的计算当中,Ozturk等^[8-9]提出了一个计算球端铣削单调曲面的CWE边界和切削厚度的分析模型。Guo等^[10]通过解析法确定切除区域,并建立了考虑刀具跳动的五轴切削力系数求解模型。在一些研究中,利用计算机辅助制造(CAM)软件生成切削位置文件,从而获取加工条件和表面数据^[11-13],分析CWE边界。魏兆成等^[14]通过半解析法求得切除区域,将复杂曲面离散为小斜面以实现CWE建模分析。王亮^[15]通过解析法建立了立铣工况球头铣刀与参数化斜面的CWE解析式。

以上解析法在考虑刀具姿态变化时,具有较高的计算效率和精度,但目前刀具姿态变化对铣削力的影响研究较少。为此,本文以球头铣刀为研究对象,提出基于齐次变换的CWE求解方法,并以此建立了刀具一般姿态的接触区域表达式,进而从接触区域视角分析了刀具姿态变化对铣削力的影响机制。

1 球头CWE求解与铣削力建模

1.1 球头铣刀铣削几何学特性

为更好地描述球头铣刀的铣削过程,建立工件坐标系 $o-x_w y_w z_w$ 、刀具坐标系 $o_t-x_t y_t z_t$ 和过渡坐标系 $o_c-x_c y_c z_c$ (图1);过渡坐标系原点位于球头铣刀球心, z_c 轴垂直

于工件表面, x_c 轴负方向为刀具进给方向, y_c 轴指向未加工表面;在刀具坐标系 $o_t-x_t y_t z_t$ 中, z_t 为刀具轴线,与过渡坐标系在无倾角时保持平行且坐标原点重合。同时,工件坐标系位于工件左下方顶点处,实际生产中视加工要求而定,通过平移与过渡坐标系重合。

1.2 基于齐次变换的多轴球头CWE求解

1.2.1 立铣工况下球头CWE求解

为求解刀具一般姿态的接触区,首先建立无倾角姿态的接触区,如图2所示。然后通过齐次坐标变换,求得任意姿态下的接触区。在过渡坐标系 $o_c-x_c y_c z_c$ 下,设球头铣刀的半径为 R ,轴向切削深度为 a_p ,相邻刀轨行距为 s ,mm,刀具倾角 $\lambda=0$, $\gamma=0$,且本次球头铣刀走刀的轮廓方程为 $x_c^2+y_c^2+z_c^2=R^2$,前一相邻走刀轨迹为轴线平行于 x_c 轴的圆柱面一部分,在 $y_c o_c z_c$ 平面该圆柱面的轴线投影坐标为 $(-s,0)$,则前加工表面的公式为 $(y_c+s)^2+z_c^2=R^2$,进而可得到在过渡坐标系中无倾角状态下接触区曲线 a 、 b 、 c 的方程式及其交点坐标。

$$\begin{cases} x_c^2 + y_c^2 = R^2 - (R - a_p)^2 \\ z_c = a_p - R \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} y_c^2 + z_c^2 = R^2 \\ x_c = 0 \end{cases} \quad (2)$$

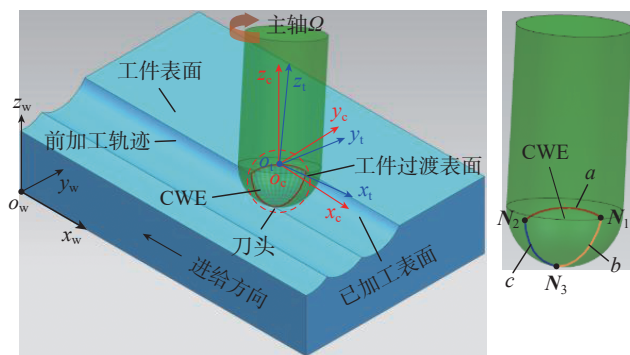


图1 球头铣刀铣削几何特性

Fig.1 Geometric characteristics of ball-end milling

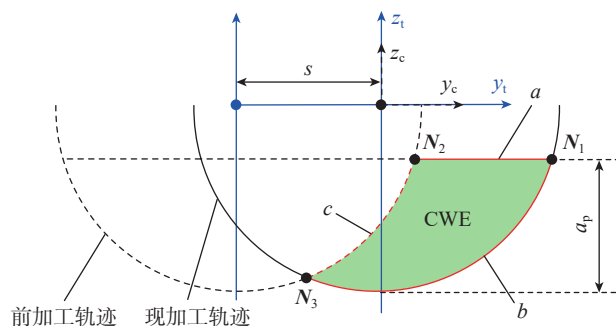


图2 立铣工况下接触区示意图

Fig.2 Schematic diagram of CWE under vertical milling condition

$$\begin{cases} z_c = -\sqrt{R^2 - x_c^2 - y_c^2} \\ (y_c + s)^2 + z_c^2 = R^2 \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} N_1 : (0, \sqrt{R^2 - (R - a_p)^2}, a_p - R)^T \\ N_2 : (K, \sqrt{2Ra_p - a_p^2 - s}, a_p - R)^T \\ N_3 : (0, -s/2, -\sqrt{R^2 - s^2/4})^T \end{cases} \quad (4)$$

其中, $K = -\sqrt{2s\sqrt{2Ra_p - a_p^2} - s^2}$, K 为式(4)中 N_2 的坐标 x 。式(1)~(3)分别为图1中接触区曲线 a 、 b 、 c 的方程;式(4)为接触曲线的交点坐标矩阵表达式。

1.2.2 一般姿态的球头CWE求解

在数控机床多轴系统中,可通过齐次坐标变换矩阵描述刀轴与机床本体之间的相对运动^[16]。任意刀具坐标系都可以通过过渡坐标系旋转变换得到,如图3所示。首先过渡坐标系 $o-x_c y_c z_c$ 绕 y_c 轴旋转 λ 角,获得中间坐标系 $o-x_g y_g z_g$,然后绕中间坐标系的 x_g 轴旋转 γ 角,得到刀具坐标系 $o-x_t y_t z_t$ 。

以上坐标旋转变换过程中,定义坐标系旋转角度 λ 为前倾角, γ 为侧倾角,分析以上变换过程,得到过渡坐标系到刀具坐标系的变换矩阵 U_λ 和 U_γ ,坐标变换关系为

$$[x_t, y_t, z_t]^T = U_\gamma U_\lambda [x_c, y_c, z_c]^T \quad (5)$$

其中,

$$U_\gamma = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \gamma & \sin \gamma \\ 0 & -\sin \gamma & \cos \gamma \end{bmatrix}, U_\lambda = \begin{bmatrix} \cos \lambda & 0 & -\sin \lambda \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin \lambda & 0 & \cos \lambda \end{bmatrix}$$

根据以上齐次坐标旋转变换关系,由式(5)得到接触区的边界曲线 a 、 b 、 c ,经坐标变换后在刀具坐标系下的一般姿态方程为

$$\begin{cases} (x_t \cos \lambda + z_t \cos \gamma \sin \lambda + y_t \sin \lambda \sin \gamma)^2 + \\ (y_t \cos \lambda - z_t \sin \gamma)^2 = R^2 - (R - a_p)^2 \\ x_t \sin \lambda - y_t \cos \lambda \sin \gamma - z_t \cos \lambda \cos \gamma + a_p - R = 0 \end{cases} \quad (6)$$

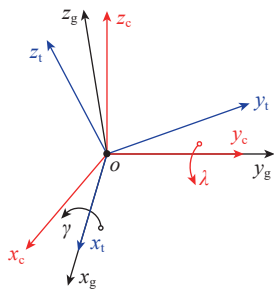


图3 齐次坐标旋转变换

Fig.3 Homogeneous coordinate rotation transformation

$$\begin{cases} R^2 = (y_t \cos \gamma - z_t \cos \gamma)^2 + \\ (z_t \cos \lambda \cos \gamma - x_t \sin \lambda + y_t \cos \lambda \sin \gamma)^2 \\ x_t \cos \lambda + y_t \sin \lambda \sin \gamma + z_t \cos \gamma \sin \lambda = 0 \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} (y_t \cos \gamma - z_t \sin \gamma + s)^2 + \\ (z_t \cos \lambda \cos \gamma - x_t \sin \lambda + y_t \cos \lambda \sin \gamma)^2 = R^2 \\ z_t = -\sqrt{R^2 - x_t^2 - y_t^2} \end{cases} \quad (8)$$

此外,坐标矩阵 N_1 、 N_2 和 N_3 变换后在刀具坐标下的坐标矩阵 N_{t1} 、 N_{t2} 和 N_{t3} 为

$$N_{ti} = U_\gamma U_\lambda N_i \quad (i=1,2,3) \quad (9)$$

基于上述研究,可构建工件表面相对刀具轴向任意姿态下的CWE边界方程及其交点,求解流程如图4所示。

1.3 基于CWE的球头铣削建模

1.3.1 球头铣刀切削刃建模

在球头铣刀切削刃的几何建模中,将球头切削刃离散为微元,每一个切削微元对应唯一的轴向角 σ ,可以用轴向角来表示切削刃微元的坐标,刀具切削刃曲线方程^[17]为

$$\begin{cases} \varphi_{ji}(t) = \varphi_{10}(t) - \phi_{ji}(\sigma) - (j-1) \cdot 2\pi / l \\ \varphi_{10}(t) = 2\pi \cdot \omega \cdot t / 60 \\ \phi_{ji}(\sigma) = R(1 - \cos \sigma) \tan \varepsilon / R \\ x_{ji}(t) = R \sin(\varphi_{ji}(\sigma)) \sin \sigma \\ y_{ji}(t) = R \cos(\varphi_{ji}(\sigma)) \cdot \sin \sigma \\ z_{ji}(t) = -R \cos \sigma \end{cases} \quad (10)$$

式中, ω 为刀具旋转角速度; l 为刀具的总刀齿数; j 和 i 表示第 j 个切削刃上第 i 个切削微元; ε 为切削刃螺旋角; t (s) 为切削时间; σ 为切削刃上的微元轴向角; $\varphi_{ji}(\sigma)$ 为切削微元径向滞后角; $\varphi_{10}(t)$ 为第一切削刃端点转过的角度; $\varphi_{ji}(t)$ 为切削微元径向接触角。建立的球头铣刀模型如图5所示。

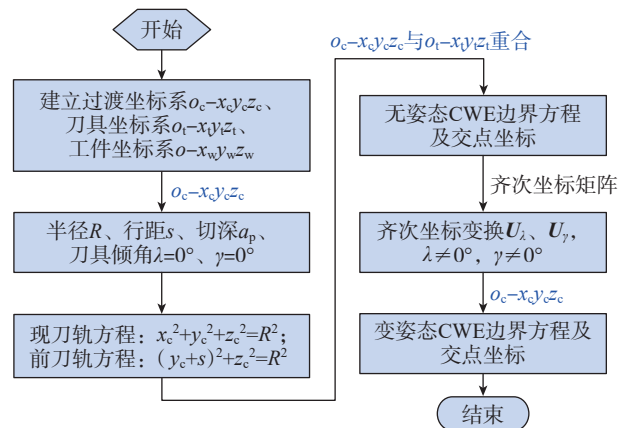


图4 基于齐次变换CWE求解流程图

Fig.4 Flow chart of CWE solution based on homogeneous transformation

1.3.2 有效切削刃辨识

上文描述了得到完整球头切削刃曲线方程的过程,在实际的铣削加工中,只有在接触区内部的切削刃参与了切削,因此,精确辨识CWE内实际参与切削的有效切削刃将成为求解铣削力的重点。为了提高计算效率,将图1中CWE边界曲线a、b、c和切削刃曲线投影到刀具坐标的 x_i, o_i, y_i 平面来模拟切削过程,并以图5中球头铣刀的轴向角 σ 为度量进行有效切削刃计算。

球头铣刀的切削刃按图6所示方向旋转,其中有效切削刃为刀刃在接触区域内的部分。同时,在一个铣削周期 T 中,将周期离散为 m 个时间点, τ 为一个离散时间段,即 $T=m\tau$ 。

如图6所示,刀具从 $t_k=0$ 时开始,当刀具旋转时间 $t_k=t_0$ 时,切削刃投影到达坐标 n_{i3} ,此时切削刃以该点作为切削起点,刀具随之转动,且铣削力随着有效切削刃的增大而增加;此外,当 $t_k=t_2$ 时,切削刃到达坐标 n_{i2} ,此时有效切削刃达到最大值,即此刻的切削力最大;然后,刀具继续转动,有效切削刃和铣削力逐渐减小,且当 $t_k=t_4$ 时,切削刃到达坐标 n_{i1} 处,铣削结束。

当 $t_k \in (t_0, t_2)$ 时,定义刀刃与曲线b的轴向角为 σ_{\min} ,与曲线c的轴向角为 σ_{\max} ,并可通过数值计算方法得到此时两个轴向角的具体数值,同理可得 $t_k \in (t_2, t_4)$ 时段的轴向角数值,进而,获取铣削周期内任意 t 时刻

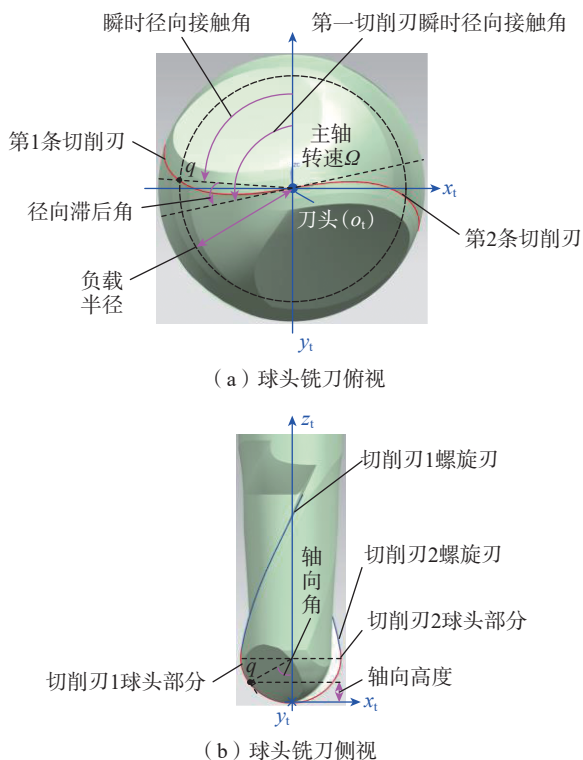


图5 球头铣刀切削刃建模

Fig.5 Geometric modeling of cutting edge of ball-end milling cutter

的轴向角参数 $\sigma=(\sigma_{\min}, \sigma_{\max})$ 。

1.3.3 球头铣削力模型

根据 Altintas 的切削力模型^[18],将有效切削刃离散为微分单元,从而计算微分单元上径向 dF_r 、切向 dF_t 和轴向 dF_a 的微分力,其表达式为

$$\begin{cases} dF_t = K_{te} dS + K_{tc} h(\varphi_{ji}(t), \sigma) db \\ dF_r = K_{re} dS + K_{rc} h(\varphi_{ji}(t), \sigma) db \\ dF_a = K_{ae} dS + K_{ac} h(\varphi_{ji}(t), \sigma) db \end{cases} \quad (11)$$

式中, K_{te} 、 K_{re} 、 K_{ae} 、 K_{tc} 、 K_{rc} 和 K_{ac} 为切削力系数; db 为切削宽度, $db=Rd\sigma$; $h(\varphi_{ji}(t), \sigma)$ 为切削厚度。切削刃长度 dS 为

$$dS = R\sqrt{1 + \sin^4(\sigma) \tan^2(\varepsilon)} d\sigma \quad (12)$$

由于存在前倾角 λ 和侧倾角 γ ,经过坐标旋转变换后,瞬时切削厚度 $h(\varphi_{ji}(t), \sigma)$ 变为

$$h(\varphi_{ji}(t), \sigma) = \mathbf{Q} \mathbf{U}_\gamma \mathbf{U}_\lambda \mathbf{F}_t \quad (13)$$

其中,

$$\mathbf{Q} = [\sin \varphi_{ji}(t) \sin \sigma \quad \cos \varphi_{ji}(t) \sin \sigma \quad -\cos \sigma] \quad (14)$$

$$\mathbf{F}_t = [f_t \quad 0 \quad 0]^T \quad (15)$$

式中, f_t 为每齿进给量; \mathbf{Q} 为切削刃微元上的切削力转换矩阵。通过坐标变换,可获得切削微元在刀具坐标系的铣削力为

$$\begin{bmatrix} dF_{ji}^x(\varphi_{ji}(t), \sigma) \\ dF_{ji}^y(\varphi_{ji}(t), \sigma) \\ dF_{ji}^z(\varphi_{ji}(t), \sigma) \end{bmatrix} = \mathbf{D}_M \begin{bmatrix} dF_t \\ dF_r \\ dF_a \end{bmatrix} \quad (16)$$

其中,

$$\mathbf{D}_M = \begin{bmatrix} -\cos \varphi_{ji}(t) & -\sin \varphi_{ji}(t) \sin \sigma & -\sin \varphi_{ji}(t) \cos \sigma \\ \sin \varphi_{ji}(t) & -\cos \varphi_{ji}(t) \sin \sigma & -\cos \varphi_{ji}(t) \cos \sigma \\ 0 & \cos \sigma & -\sin \sigma \end{bmatrix} \quad (17)$$

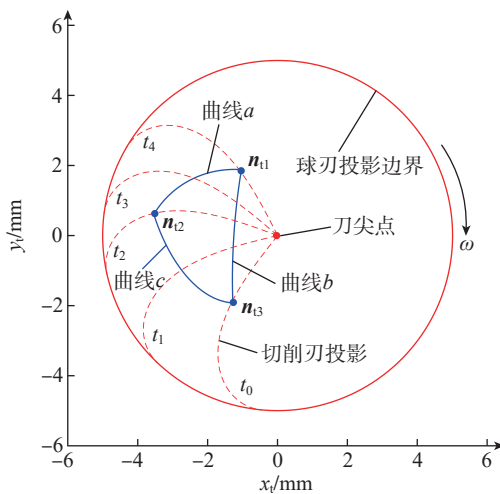


图6 有效切削刃的辨识

Fig.6 Identification of effective cutting edges

通过求解可得到轴向角参数 σ , 并将切削刃上的微分力进行积分, 得到刀具坐标系下的铣削力, 工件坐标系下的铣削力可具体表示为

$$\begin{bmatrix} F_x(t) \\ F_y(t) \\ F_z(t) \end{bmatrix}_w = U_\lambda^{-1} U_\gamma^{-1} \left(\sum_{j=1}^k \int_{\sigma_{\min}}^{\sigma_{\max}} D_M \cdot \begin{bmatrix} K_{tc} \\ K_{rc} \\ K_{ac} \end{bmatrix} \cdot h(\varphi_{ji}(t), \sigma) + \begin{bmatrix} K_{tc} \\ K_{rc} \\ K_{ac} \end{bmatrix} \cdot \sqrt{1 + \sin^4 \sigma \tan^2 \varepsilon} \right) \cdot R \cdot d\sigma \quad (18)$$

2 数值计算与试验验证

2.1 可变姿态球头的 CWE

为准确预报不同刀具姿态的铣削力, 精确辨识不同姿态的 CWE 是关键。故此, 将不同姿态的 CWE 进行对比以深入分析变姿态 CWE 对铣削力的影响。故此, 依据式 (6)~(9) 对变姿态 CWE 进行计算, 采用刀具半径 $R=5 \text{ mm}$, 切深 $a_p=1 \text{ mm}$, 行距 $s=1.5 \text{ mm}$, 并对有效切削刃进行辨识, 可得图 7 所示不同姿态下 CWE 投影。如图 7 (a) 所示, 当前倾角 λ 确定, 侧倾角 γ 不断增大时, 接触区向 y 轴正向移动并逐渐减小, 进而导致切入与切出角变大, 切削刃参与铣削时间缩短。类似地, 在图 7 (b) 中, 当侧倾角 γ 不变, 前倾角 λ 增大时, 接触区向 x 负向移动, 导致切入角变大, 切出角变小, 且实际铣削时间减少、平均铣削力降低, 同时接触区内有效切削刃减少, 铣削力峰值降低。

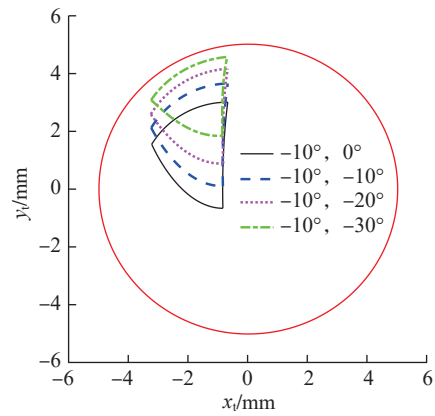
2.2 试验验证与分析

试验平台搭建如图 8 所示, 试验中, 采用的机床型号为五轴联动加工中心 DMG MORI-DMU100, 结构为单转台单摆头, 摆头与旋转轴 B 连接, 其在 zox 平面内进行旋转运动。转台位于旋转轴 C 上, 其旋转面为 xoy 平面。球头铣刀的刀齿数 $l=2$, 刀具直径 $R'=5 \text{ mm}$, 螺旋角 $\varepsilon=30^\circ$, 刀具材质为钨钢, 采用 AlTiNPt 涂层, 工件材料为铝合金 7075T6。同时, 采用的测力仪器为 Kistler 9257B 测力仪, 采样频率为 10 kHz 。

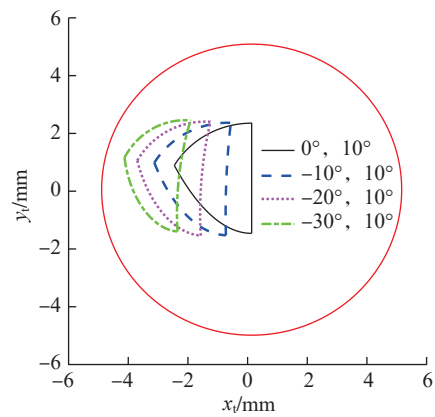
首先进行切削力系数辨识试验: 主轴转速 $\Omega=4500 \text{ r/min}$, 被吃刀量 1 mm , 每齿进给量分别在 0.1 mm/r , 0.15 mm/r , \dots , 0.35 mm/r 的条件下共进行 6 组槽切铣削试验, 得到 x 、 y 和 z 向的平均切削力, 并对实测平均铣削力进行线性回归分析^[19], 辨识得到平均切削力系数如表 1 所示。

为验证球头铣刀切削力模型有效性, 分别在两组刀具姿态下展开了切削力验证试验, 试验与仿真参数: 主轴转速 $\Omega=4500 \text{ r/min}$, 背吃刀量为 1 mm , 径向切深 $s=1.5 \text{ mm}$, 每齿进给量为 0.1 mm/r ; 刀具姿态分别为 $\lambda=-20^\circ$,

$\gamma=-10^\circ$ 和 $\lambda=-20^\circ, \gamma=10^\circ$ 。将上述切削力系数代入式 (18) 中, 并进行仿真计算, 同时, 根据上述参数开展试验, 仿真与试验结果如图 9 所示。可以看出, 在不同刀具姿态



(a) λ 固定, γ 变化



(b) λ 变化, γ 固定

图 7 不同姿态下 CWE 投影

Fig.7 CWE projection in different poses

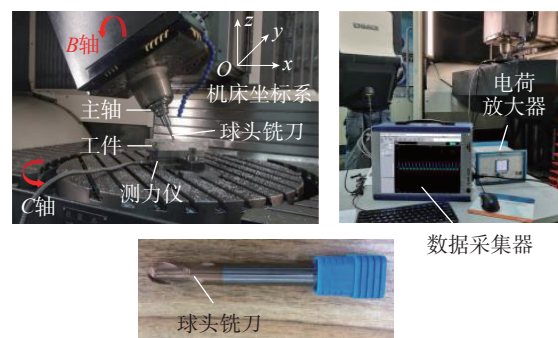


图 8 五轴球头铣削力测试试验平台

Fig.8 Test platform of five-axis ball-end milling force testing

表 1 切削力系数

Table 1 Cutting force coefficient

$K_{tc}' / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$	$K_{rc}' / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$	$K_{ac}' / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$	$K_{tc}' / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-1})$	$K_{rc}' / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-1})$	$K_{ac}' / (\text{N} \cdot \text{mm}^{-1})$
796.1	168.8	222	27.7	30.8	1.4

下,试验过程中由于测试系统中的电荷漂移和切削振动,切削力信号存在小的波动现象,但切削力仿真结果与试验数据仍吻合良好。因此,本文所提基于CWE齐次变换的铣削力预报方法是可靠的,且准确性较高。

3 可变姿态对平均铣削力的影响

在铣削过程中,刀具磨损速度、接触区域的切削深度和刀具与工件的变形程度与平均铣削力密切相关^[20]。在建立一般姿态球头铣刀切削力模型后,探究刀具姿态对平均铣削力变化规律的影响,其平均铣削力的计算方法为

$$\begin{bmatrix} \bar{F}_x & \bar{F}_y & \bar{F}_z \end{bmatrix}^T = \frac{1}{T} \begin{bmatrix} F_x(t) & F_y(t) & F_z(t) \end{bmatrix}_w^T \quad (19)$$

式中, T 为铣削周期。

对不同姿态下的铣削力进行仿真,前倾角 λ 和侧倾角 γ 的取值范围分别为 $-40^\circ \sim 0^\circ$ 和 $-40^\circ \sim 40^\circ$, 其余参数与验证试验保持一致。通过对各种姿态下刀具切削力进行计算后,得到 x 、 y 和 z 方向的平均铣削力数

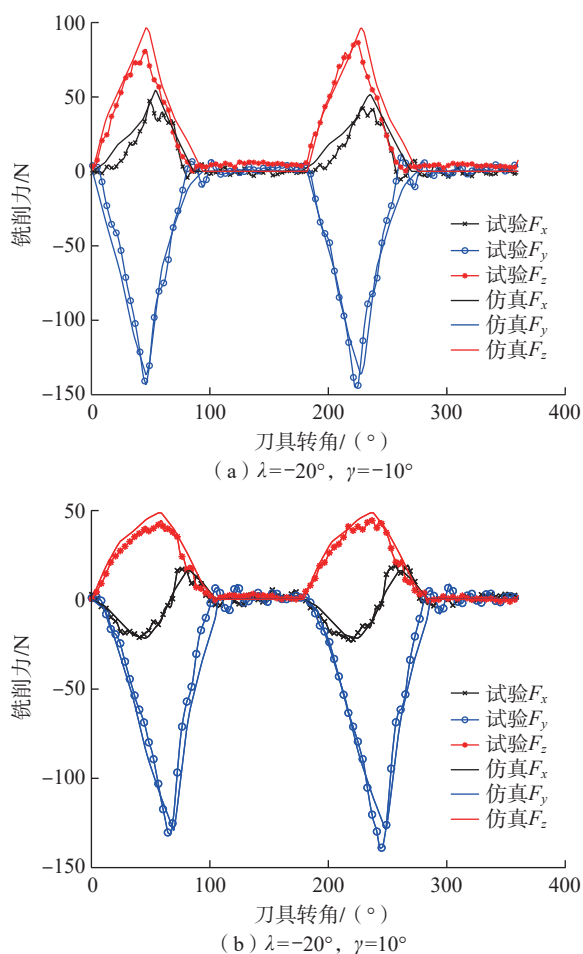


图9 球头铣削力试验与仿真对比

Fig.9 Comparison of ball-end milling force experiment and simulation verification

据,如图10所示。可以看出,当侧倾角都向 0° 靠拢时, x 方向平均铣削力呈现逐渐减小的趋势,且在前倾角为 -21° , 侧倾角为 0° 时平均铣削力最小; 同时,如图10(b)所示,当前倾角不变,侧倾角向 0° 靠拢时, y 方向铣削力逐渐增大,且在前倾角为 -20° , 侧倾角为 40° 时平均铣削力最小; 此外,在图10(c)中,前倾角从 -20° 向 -40° 变化时, z 方向铣削力变化趋势平缓,且当前倾角为 -40° , 侧倾角为 25° 时取得最小值。

对图10进行分析可知,不同刀具姿态对刀具铣削力的影响具有显著影响,且球头铣刀在前倾角和侧倾角

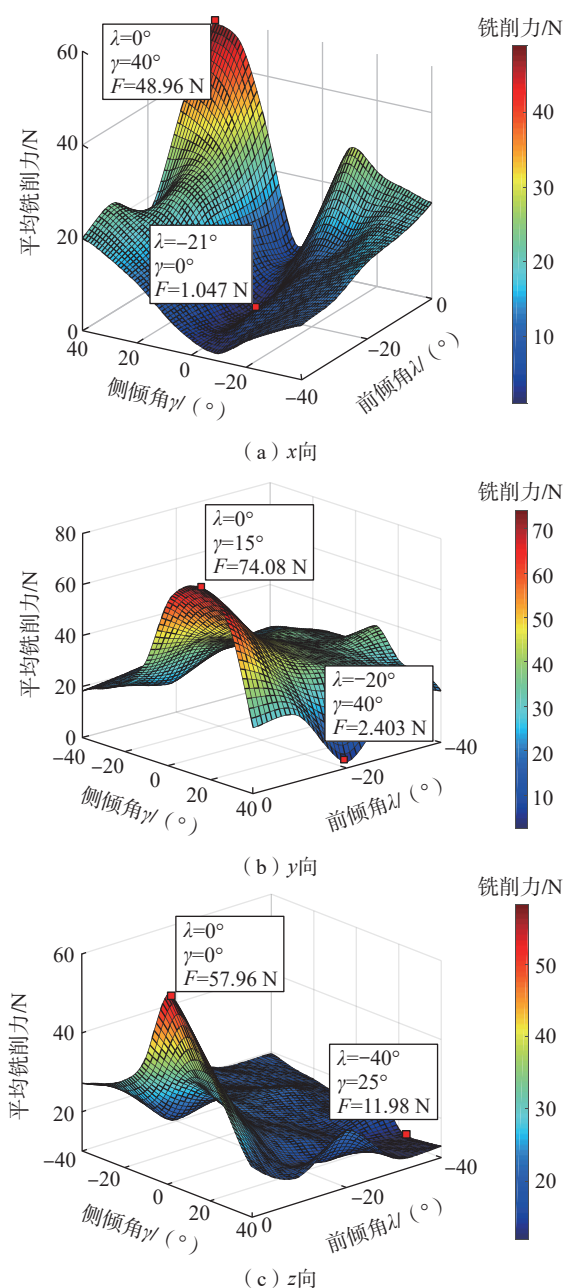


图10 可变姿态的各向平均铣削力

Fig.10 Average milling forces at different poses

分别为 0° 和 40° 时, x 方向的平均铣削力最大; 在前倾角和侧倾角分别为 0° 和 15° 时, y 方向的平均铣削力最大; 在前倾角和侧倾角均为 0° 时, z 向平均铣削力最大。因此, 实际生产中, 为保证大的铣削力, 应采用较小的前倾角。

为直观地观察刀具倾角变化对平均铣削力合力的影响, 对图 10 中所示的 3 向平均铣削力进行矢量计算, 并以此获取刀具姿态与平均铣削合力的对应关系, 如图 11 所示。可知, 平均铣削合力随着前倾角或侧倾角的增大呈减小趋势, 且侧倾角增大对平均铣削合力的影响更为剧烈。

4 结论

(1) 借助齐次变换矩阵构建过渡坐标系到刀具坐标系的运动变换方程, 推导出多轴球头铣刀任意姿态的通用 CWE 边界方程; 并通过试验测试方法验证了在任意姿态下该方法预测刀具铣削力可靠性。

(2) 前倾角不变, 侧倾角增大使得切入角和切出角变大、切削刃铣削时间减少; 侧倾角不变, 前倾角增大导致切入角变大、切出角变小、切削刃参与铣削时间降低, 且接触区内有效切削刃变短, 铣削力峰值降低。

(3) 在刀具的前倾角逐渐减小时, x 、 y 和 z 方向的平均铣削力均呈增大趋势, 且前倾角或侧倾角增大均使得平均铣削合力减小。同时, 在实际生产中, 切削力过大易导致加工工件的变形, 因此, 在满足加工质量和加工条件下可以采用较大的倾角以减小刀具铣削力。

参考文献

[1] LAZOGLU I, BOZ Y, ERDIM H. Five-axis milling mechanics for complex free form surfaces[J]. CIRP Annals—Manufacturing Technology, 2011, 60(1): 117–120.

[2] 张立强, 王宇晗. 虚拟五轴侧铣加工过程建模与仿真分析[J]. 工程设计学报, 2011, 18(2): 98–102.

ZHANG Liqiang, WANG Yuhan. Modeling and analysis for virtual five-axis flank milling process[J]. Journal of Engineering Design, 2011, 18(2): 98–102.

[3] YANG Y, ZHANG W H, WAN M, et al. A solid trimming method to extract cutter-workpiece engagement maps for multi-axis milling[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2013, 68(9): 2801–2813.

[4] 倪其民, 李从心, 阮雪榆. 基于实体造型的球头铣刀三维铣削力仿真[J]. 上海交通大学学报, 2001, 35(7): 1003–1007.

NI Qimin, LI Congxin, RUAN Xueyu. Cutting forces simulation of ball-end milling based on solid modeling[J]. Journal of Shanghai Jiao Tong University, 2001, 35(7): 1003–1007.

[5] TANER T L, ÖMER Ö, ERHAN B. Generalized cutting force model in multi-axis milling using a new engagement boundary determination approach[J]. The International Journal of Advanced

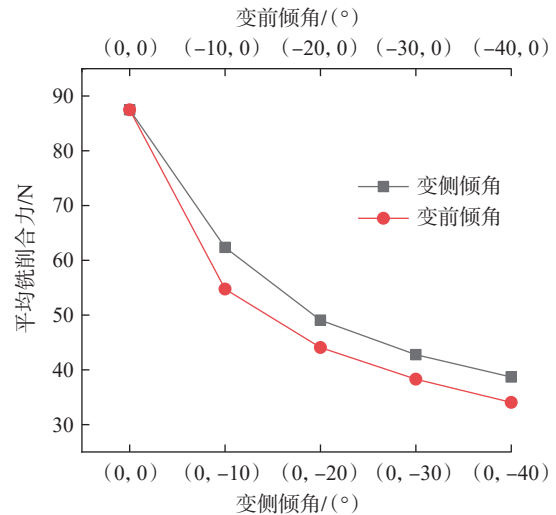


图 11 刀具姿态对平均铣削合力的影响

Fig.11 Influence of tool attitude on average milling resultant force

Manufacturing Technology, 2015, 77(1): 341–355.

[6] 董永亨, 李淑娟, 洪贤涛, 等. 基于Z-MAP方法的球头铣刀铣削力的建模[J]. 机械工程学报, 2019, 55(19): 201–212.

DONG Yongheng, LI Shujuan, HONG Xiantao, et al. Modeling on the milling force of ball-end milling cutter based on Z-MAP method[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(19): 201–212.

[7] 魏兆成, 王敏杰, 蔡玉俊, 等. 球头铣刀三维曲面加工的铣削力预报[J]. 机械工程学报, 2013, 49(1): 178–184.

WEI Zhaocheng, WANG Minjie, CAI Yujun, et al. Prediction of milling force for machining three-dimensional curved surface of ball-end milling cutter[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2013, 49(1): 178–184.

[8] OZTURK B, LAZOGLU I. Machining of free-form surfaces. Part I: Analytical chip load[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, 46(7–8): 728–735.

[9] OZTURK B, LAZOGLU I, ERDIM H. Machining of free-form surfaces. Part II: Calibration and forces[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2006, 46(7–8): 736–746.

[10] GUO M L, WEI Z C, WANG M J, et al. An identification model of cutting force coefficients for five-axis ball-end milling[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2018, 99(1–4): 937–949.

[11] CAO Q Y, XUE D Y, ZHAO J, et al. A cutting force model considering influence of radius of curvature for sculptured surface machining[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2011, 54(5–8): 821–835.

[12] ZEROUDI N, FONTAINE M, NECIB K. Prediction of cutting forces in 3-axes milling of sculptured surfaces directly from CAM tool path[J]. Journal of Intelligent Manufacturing, 2012, 23(5): 1573–1587.

[13] TUNC L T. Rapid extraction of machined surface data through inverse geometrical solution of tool path information[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, 87(1–4): 353–362.

[14] 魏兆成, 王敏杰, 王学文, 等. 球头铣刀曲面多轴加工的刀具接触区半解析建模[J]. 机械工程学报, 2017, 53(1): 198–205.

(下转第 104 页)

(6) 材料特性对磨削温度影响的结论有助于通过对比材料特性选择适合的磨削加工参数和砂轮,以减少磨削时因高能量的输入而产生的高温,从而改善工件因残余应力而导致的变形等问题。

参考文献

[1] TIAN L, FU Y C, XU J H, et al. The influence of speed on material removal mechanism in high speed grinding with single grit[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2015, 89: 192–201.

[2] 何玉辉, 徐彦斌, 唐进元, 等. 磨削弧区高阶函数热源分布模型研究[J]. 机械工程学报, 2019, 55(7): 199–206.

HE Yuhui, XU Yanbin, TANG Jinyuan, et al. Study on heat source distribution model of high-order function in grinding arc area[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2019, 55(7): 199–206.

[3] WANG L, TIAN X, LU Q, et al. Material removal characteristics of 20CrMnTi steel in single grit cutting[J]. Materials and Manufacturing Processes, 2017, 32(13): 1528–1536.

[4] LI B Z, ZHU D H, PANG J Z, et al. Quadratic curve heat flux distribution model in the grinding zone[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2011, 54(9): 931–940.

[5] SHAH S M, NÉLIAS D, CORET M, et al. Numerical simulation of grinding induced phase transformation and residual stresses in AISI-52100 steel[J]. Finite Elements in Analysis & Design, 2012, 61: 1–11.

[6] BARGE M, RECH J, HAMDI H, et al. Experimental study of abrasive process[J]. Wear, 2008, 264(5–6): 382–388.

[7] 霍文国, 丁元法, 蔡兰蓉, 等. 基于单颗磨粒切削的钛合金磨削过程仿真研究[J]. 金刚石与磨料磨具工程, 2015, 35(3): 17–22.

HUO Wenguo, DING Yuanfa, CAI Lanrong, et al. Simulation of single grain grinding TC4 alloy[J]. Diamond & Abrasives Engineering, 2015, 35(3): 17–22.

[8] SIEBRECHT T, BIERMANN D, LUDWIG H, et al. Simulation of grinding processes using finite element analysis and geometric simulation of individual grains[J]. Production Engineering, 2014, 8(3): 345–353.

[9] 周雯雯, 王建青, 赵晶, 等. 单颗磨粒划擦SiC_f/SiC陶瓷基复合材料的试验研究[J]. 金刚石与磨料磨具工程, 2021, 41(1): 51–57.

ZHOU Wenwen, WANG Jianqing, ZHAO Jing, et al. Experimental research on single abrasive grain scratch SiC_f/SiC ceramic matrix composites[J]. Diamond and Abrasives Engineering, 2021, 41(1): 51–57.

[10] 张红哲, 张旭, 朱晓春, 等. 基于单颗磨粒划切试验的SiC_p/Al复合材料表面去除机理研究[J]. 浙江大学学报(工学版), 2022, 56(2): 388–397.

ZHANG Hongzhe, ZHANG Xu, ZHU Xiaochun, et al. Surface removal mechanism study of SiC_p/Al composites based on single-point cutting test[J]. Journal of Zhejiang University (Engineering Science), 2022, 56(2): 388–397.

[11] 唐进元, 朱锦涛, 郑金超, 等. 超声磨削单颗磨粒磨削温度预测与试验研究[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2018, 46(10): 63–68.

TANG Jinyuan, ZHU Jintao, ZHENG Jinchao, et al. Prediction and experimental study on temperature of ultrasonic-assisted grinding with single grit[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2018, 46(10): 63–68.

[12] 杨理钧, 刘谦, 田欣利, 等. 单颗刚玉磨粒切削齿轮钢温度场仿真研究[J]. 组合机床与自动化加工技术, 2017(4): 52–55.

YANG Lijun, LIU Qian, TIAN Xinli, et al. Simulation research of cutting temperature in cutting gear steel by single alumina grit[J]. Modular

Machine Tool & Automatic Manufacturing Technique, 2017(4): 52–55.

[13] 刘寅, 巩亚东, 孙瑶, 等. 块体金属玻璃微磨削加工的温度场仿真[J]. 东北大学学报(自然科学版), 2018, 39(6): 828–833.

LIU Yin, GONG Yadong, SUN Yao, et al. Simulation of temperature field for bulk metallic glass in micro-scale grinding[J]. Journal of Northeastern University (Natural Science), 2018, 39(6): 828–833.

[14] 李伯民, 赵波. 现代磨削技术[M]. 北京: 机械工业出版社, 2003.

LI Bomin, ZHAO Bo. Modern grinding technology[M]. Beijing: China Machine Press, 2003.

[15] RAMANATH S, SHAW M C. Abrasive grain temperature at the beginning of a cut in fine grinding[J]. Journal of Engineering for Industry, 1988, 110(1): 15–18.

[16] SHEN B. Minimum quantity lubrication grinding using nanofluids[D]. Michigan: University of Michigan, 2008.

通讯作者: 吕长飞, 副教授, 博士, 研究方向为精密加工、智能控制。

(责编 七七)

(上接第 98 页)

WEI Zhaocheng, WANG Minjie, WANG Xuewen, et al. A semi-analytical cutter workpiece engagement model for ball end milling of sculptured surface[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2017, 53(1): 198–205.

[15] 王亮. 基于CWE半解析模型的曲面加工铣削力预报[D]. 大连: 大连理工大学, 2013.

WANG Liang. Prediction of milling force in surface machining based on CWE semi-analytical model[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2013.

[16] 黄强, 张根保, 张新玉. 机床位姿误差的敏感性分析[J]. 机械工程学报, 2009, 45(6): 141–146.

HUANG Qiang, ZHANG Genbao, ZHANG Xinyu. Sensitivity analysis of the pose error of machine tool[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2009, 45(6): 141–146.

[17] 代月帮. 铣削动力学高效分析方法及其在五轴加工中的应用研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2019.

DAI Yuebang. Efficient analysis method of milling dynamics and its application in five-axis machining[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2019.

[18] LEE P, ALTINTAŞ Y. Prediction of ball-end milling forces from orthogonal cutting data[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996, 36(9): 1059–1072.

[19] 张孝峰. 球头铣削动力学建模及仿真[D]. 济南: 山东大学, 2009.

ZHANG Xiaofeng. Dynamic modeling and simulation of ball milling[D]. Jinan: Shandong University, 2009.

[20] 王启东. 整体立铣刀瞬态切削力理论预报及应用研究[D]. 济南: 山东大学, 2012.

WANG Qidong. Theoretical prediction and application of instantaneous cutting force of integral end mill[D]. Jinan: Shandong University, 2012.

通讯作者: 胡腾, 副教授, 硕士生导师, 博士, 研究方向为数字制造装备动力学行为预报与控制技术。

(责编 七七)