

考虑刀具磨损的球头铣刀铣削力建模研究*

南月冲, 严复钢, 高海宁, 岳彩旭

(哈尔滨理工大学机械动力工程学院, 哈尔滨 150080)

[摘要] 在难加工材料加工过程中刀具磨损严重, 刀具的磨损将直接导致铣削力的变化。为此, 提出了一种考虑球头铣刀后刀面磨损的铣削力模型, 将产生的铣削力分解为刀具前刀面剪切效应产生的剪切力和后刀面摩擦效应产生的摩擦力和压力; 并且以微元切削刃的轴向位置角为参数, 建立了考虑后刀面磨损的铣削力模型, 并认为刀具的轴向铣削力没有受到摩擦效应的影响。最后, 通过刀具磨损试验和铣削力试验, 表明了试验结果和预测结果一致, 验证了该铣削力模型的正确性, 为优化工艺过程、提高加工表面质量提供了有效的指导。

关键词: 刀具磨损; 球头铣刀; 铣削力模型; 难加工材料; 后刀面磨损带

Milling Force Model of Ball End Milling Cutter Considering Tool Wear

NAN Yuechong, YAN Fugang, GAO Haining, YUE Caixu

(College of Mechanical and Power Engineering, Harbin University of Science and Technology, Harbin 150080, China)

[ABSTRACT] The tool wear is serious in the process of machining difficult-to-machine materials. The tool wear will directly lead to the change of milling force. Therefore, a milling force model considering the flank wear of ball end milling cutter is proposed. In this model, the milling force is decomposed into shear force produced by the shear effect of the rake face, and the friction force and pressure of the flank surface. Taking the axial position angle of the cutting edge of the micro element as the parameter, the milling force model considering the wear of the flank surface is established, and think that the axial milling force of the cutter is not affected by the friction effect. Finally, the cutting tool wear experiment and milling force experiment show that the experimental results are consistent with the predicted results, and verify the correctness of the milling force model is verified. It provides effective guidance for optimizing the technological process and improving the surface quality.

Keywords: Cutting-tool wear; Ball end milling cutter; Milling force model; Difficult-to-cut material; Major flank wear land

DOI:10.16080/j.issn1671-833x.2019.09.085

刀具磨损是影响加工质量的关键因素, 刀具在切削过程中会逐渐磨损, 导致刀具变钝, 最终报废。在一个高度自动化的过程中, 当刀具磨损严重时, 会增大切削力, 降低工件加工质量, 不同程度地造成工件报废、机床损坏, 使生产成本提高。在工业中, 尤其是航空发动机生产中, 由于较高的性能要求和复杂的零件结构, 以及各种难加工的材料越来越被广泛应用, 使得加工过程中刀具磨损更为严重。因此, 在难加工材料的加工过程中, 研究刀具磨损对切削过程的影响十分必要。

刀具在切削过程中, 刀具的磨损状态会随着切削进行而改变, 磨损状态的变化会直接引起切削力的变化^[1]。

因此, 建立考虑刀具磨损的铣削力预测模型, 对实现优质高效生产和优化切削加工工艺具有重要意义。

在此之前已经有大批的研究人员对刀具磨损这一领域进行了研究。范依航等^[2]对铣削 Ti6Al4V 时的刀具磨损进行了研究, 发现切削过程中的径向力将直接导致刀具后刀面磨损, 随着磨损的变化, 切削力也发生变化。Cu 等^[3-4]研究了刀具磨损和切削力之间的关系, 通过信号分析技术提取铣削力相关特征, 结合人工智能技术, 对刀具磨损状态进行了判别。王潇屹等^[5]对不同涂层刀具铣削 SKD11 塑料模具钢进行了研究, 主要通过刀具铣削过程中的刀具磨损、铣削力等进行综合分析, 得出影响刀具磨损的主要因素是刀具涂层的摩擦系数和导热系数。龙镇海等^[6]选取了不同型号的硬质

* 基金项目: 国家自然科学基金项目(51575147)。

合金涂层刀具对难加工材料进行铣削试验,通过对两种刀具磨损机理的研究,认为刀具后刀面磨损是由硬质质的扩散作用造成的。

诸多科研人员对铣削力进行了建模和试验研究。王灼建等^[7]对Kline铣削力模型进行了修改,建立了新的铣削力模型,模型中考虑了切削厚度、刀具有效前角以及刀具位姿对铣削力的影响,建立的铣削力模型能更加准确的预测铣削力。刘均等^[8]认为,铣削过程中铣刀的多个刀齿使铣削力呈现动态变化,造成了加工过程中振动以及工件的变形,所以建立了瞬时铣削力数学模型,为优化铣削加工过程提供了借鉴。李英松等^[9]针对球头铣刀建立了基于傅里叶级数的铣削力模型,该模型可大大减少回归切削系数的试验次数,将铣削力模型预测误差可维持在10%以内。李丹等^[10]对航空铝合金铣削过程中铣削力模型进行了研究,通过回归正交法得到了铣削力的经验模型,为航空铝合金铣削过程中参数的优选提供指导。杨振朝等^[11]基于Box-Behnken曲面建立高速铣削过程中,3个方向上的铣削力预测模型,并对铣削力模型进行方差分析和显著性检验,通过试验证明了铣削力模型的有效性。赵显日^[12]研究了刀具磨损对微细铣削过程中铣削力的影响,提出了一个铣削力修正模型,在模型中将比铣削力系数(SCF)设为随刀具磨损而变化的量,得到铣削力修正模型,通过铣削试验证明该模型可以较为准确地预测铣刀磨损后的铣削力。姜振喜等^[13]研究了刀具磨损与铣削力和振动之间的关系,发现切削力和振动随磨损量的增大而增大,但不同的磨损状态对铣削力和振动的影响程度不同。

以上科研人员对刀具磨损和铣削力进行了诸多研究,而考虑刀具磨损的铣削力模型却鲜见报道,本文针对球头铣刀铣削加工过程,提出了一种考虑到球头铣刀后刀面磨损的铣削力模型。根据球头铣刀前刀面的剪切效应和后刀面的摩擦效应,以微元切削刃的轴向位置角为参数,建立了考虑刀具磨损的球头铣刀铣削力模型,模型主要考虑了球头铣刀后刀面磨损量对铣削力的影响。采用平均铣削力法和槽切试验,对铣削力系数进行了识别,在Cr12MoV淬硬钢工件上进行刀具磨损试验和铣削力试验,试验结果验证了该铣削力建模方法的正确性。

1 考虑后刀面磨损的铣削力模型

球头铣刀的磨损形式主要为后刀面磨损,本文主要考虑后刀面磨损对铣削力的影响,在建立考虑后刀面磨损的铣削力模型前,需要做如下假设:(1)在切削过程中无颤振发生;(2)铣刀上无加强刃;(3)忽略刀具后刀

面磨损对刀具-工件接触关系的影响;(4)刀具每个刀齿的磨损无差异性。在铣削过程中,所产生的铣削力可以分解为前刀面剪切效应产生的剪切力和刀具磨损后后刀面摩擦效应产生的摩擦力和压力。图1为球头铣刀未磨损时铣削力模型;图2为球头铣刀刀具磨损时铣削力模型。

通过对刀具微元力分量分析可知, dF_{rc} 为径向微元剪切力分量, dF_{tc} 为切向微元剪切力分量。 dF_{tw} 和 dF_{rw} 分别表示径向压力和切向摩擦力;它们都是由刀具后刀面的摩擦效应引起的。

1.1 剪切效应力模型

所建立剪切力模型主要在球头铣刀前刀面建立,将其分解为径向和切向的剪切力,剪切力与未变形切削厚度有关,微元剪切力可以表示为:

$$\begin{cases} dF_{j,tc} = K_{tc} t_n dz \\ dF_{j,rc} = K_{rc} t_n dz \\ dF_{j,ac} = K_{ac} t_n dz \end{cases} \quad (1)$$

未变形切削厚度在机械仿真中关系整个铣削力模型的正确性,其表达式表示为:

$$t_n = f_z \sin \varphi_{ji} \sin \theta \quad (2)$$

在式(1)与式(2)中, $dF_{j,tc}$ 、 $dF_{j,rc}$ 、 $dF_{j,ac}$ 分别为切向、径向和轴向的微元剪切力; K_{tc} 、 K_{rc} 与 K_{ac} 分别代表

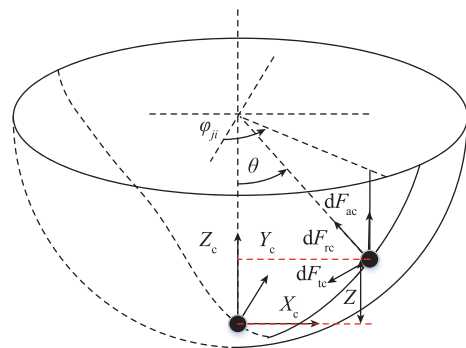


图1 球头铣刀铣削力模型

Fig.1 Milling force model of ball end milling cutter

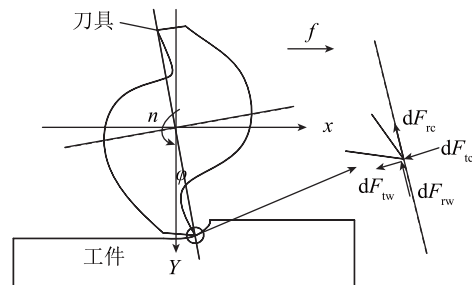


图2 考虑球头铣刀刀具磨损的铣削力模型

Fig.2 Milling force model considering tool wear of ball end milling cutter

切向、径向和轴向剪切力系数； t_n 表示未变形切削厚度； f_z 为每齿进给量； φ_{ji} 为第 j 个切削刃上切削刃微元点距刀尖点 z 处的旋转角度； θ 为切削刃微元点的轴向位置角； $\phi_{ji} = s - \frac{z}{R} \tan \beta - (j-1) \frac{2\pi}{N_f}$ ，其中 s 为铣刀转过的角度（ $s = \omega t$ ， ω 为刀具旋转角速度， t 为时间）， j 为第 j 个切削刃， N_f 为切削刃数， β 为铣刀螺旋角。

将微元力转换到 X, Y, Z 坐标系统，其结果为：

$$\begin{cases} dF_{j,xc} = -dF_{j,tc} \cos \varphi_{ji} - dF_{j,rc} \sin \varphi_{ji} \\ dF_{j,yc} = +dF_{j,tc} \sin \varphi_{ji} - dF_{j,rc} \cos \varphi_{ji} \\ dF_{j,zc} = +dF_{j,ac} \end{cases} \quad (3)$$

1.2 摩擦效应力模型

本文建立的摩擦效应力模型只在 X, Y 平面建立，摩擦效应对刀具后刀面产生的摩擦力和压力将统称为摩擦效应力。摩擦效应力是由球头铣刀后刀面与工件表面的挤压和摩擦引起的。因此，摩擦效应力与球头铣刀后刀面磨损有关和未变形切削厚度无关^[14]。

切向摩擦力和径向压力可以表示为：

$$\begin{cases} dF_{tw} = F_{tw}(VB)dz \\ dF_{rw} = F_{rw}(VB)dz \end{cases} \quad (4)$$

其中， dF_{tw} 和 dF_{rw} 分别为切向摩擦力和径向压力， $F_{tw}(VB)$ 和 $F_{rw}(VB)$ 分别是后刀面单位长度的摩擦力和压力，它们都与刀具磨损有关。

同样，将微元力转换到 X, Y, Z 坐标系统，其结果为：

$$\begin{cases} dF_{j,xc} = -dF_{tw} \cos \varphi_{ji} - dF_{rw} \sin \varphi_{ji} \\ dF_{j,yc} = +dF_{tc} \sin \varphi_{ji} - dF_{rw} \cos \varphi_{ji} \end{cases} \quad (5)$$

1.3 刀具后刀面应力分布

球头铣刀后刀面单位长度的摩擦力和压力可以表示为：

$$\begin{cases} F_{tw}(VB) = \int_0^{VB} \tau(x) dx \\ F_{rw}(VB) = \int_0^{VB} \sigma(x) dx \end{cases} \quad (6)$$

式中， $\tau(x)$ 为球头铣刀后刀面切应力； $\sigma(x)$ 为球头铣刀后刀面正应力； x 为微元点到切削刃的距离； VB 为球头铣刀后刀面的磨损宽度。

本文主要研究后刀面磨损区域和工件的接触关系，将球头铣刀后刀面刀-工接触磨损区域分为塑性流动区和弹性接触区，如图 3 所示，两者都基于材料流动和滑移。

图 4 为刀具后刀面磨损应力分布，可以看出切向力和法向力在塑性流动区是恒定的，分别为 τ_0 和 σ_0 ；而在弹性接触区呈现二次分布^[15]。

当 $0 < x < VB_p$ 时，在塑性流动区的应力分布可以表

示为：

$$\begin{cases} \tau(x) = \tau_0 \\ \sigma(x) = \sigma_0 \end{cases} \quad (7)$$

当 $VB_p < x < VB$ 时，在弹性接触区的应力分布可以表示为：

$$\begin{cases} \tau(x) = \tau_0 \cdot \left(\frac{VB-x}{VB-VB_p}\right)^2 \\ \sigma(x) = \sigma_0 \cdot \left(\frac{VB-x}{VB-VB_p}\right)^2 \end{cases} \quad (8)$$

VB_p 是塑性流动区和弹性接触区的边界。当刀具磨损到达一定量时，弹性接触区的宽度保持恒定，塑性流动区的宽度随着刀具后刀面磨损的增加而增大^[16]。可以表示为：

$$\begin{cases} \text{当 } VB < VB^* \text{ 时,} \\ VB_p = 0 \end{cases} \quad (9)$$

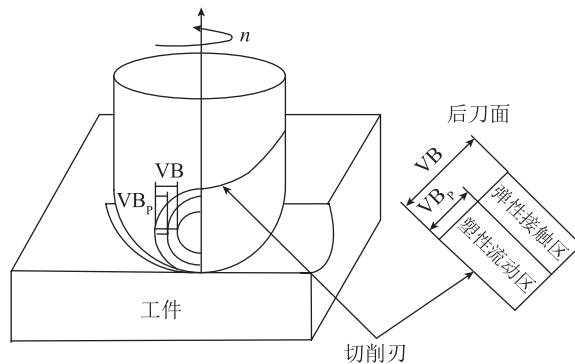


图3 塑性流动区和弹性接触区
Fig.3 Plastic flow zone and elastic contact zone

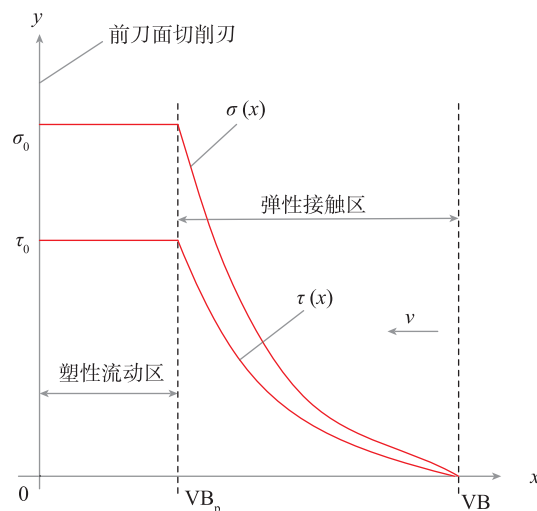


图4 刀具后刀面磨损应力分布
Fig.4 Stress distribution of tool flank wear

$$\begin{aligned} & \text{当 } VB_p \geq VB^* \text{ 时,} \\ & VB_p = VB - VB^* \end{aligned} \quad (10)$$

其中, VB^* 为弹性接触区的宽度。

通过将式(7)~(10)代入到式(6)中,可以得到球头铣刀后刀面单位长度的摩擦力和压力:

$$\begin{cases} F_{tw}(VB) = \frac{\tau_0}{3} \cdot VB \\ F_{rw}(VB) = \frac{\sigma_0}{3} \cdot VB \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{cases} F_{tw}(VB) = \tau_0 \cdot (VB - \frac{2}{3} VB^*) \\ F_{rw}(VB) = \sigma_0 \cdot (VB - \frac{2}{3} VB^*) \end{cases} \quad (12)$$

1.4 已磨损球头铣刀总铣削力

已磨损球头铣刀总铣削力由剪切力和摩擦力求和得出,可以表示为:

$$\vec{F} = \vec{F}_c + \vec{F}_w \quad (13)$$

刀具磨损合力可以表示为:

$$\begin{cases} F_{j,x}(\varphi_{ji}) = F_{j,xc}(\varphi_{ji}) + F_{j,xw}(\varphi_{ji}) \\ F_{j,y}(\varphi_{ji}) = F_{j,yc}(\varphi_{ji}) + F_{j,yw}(\varphi_{ji}) \\ F_{j,z}(\varphi_{ji}) = F_{j,zc}(\varphi_{ji}) \end{cases} \quad (14)$$

将刀具微元力整合到轴向切削深度上,剪切力和每个刀齿上的摩擦效应力可以在 X、Y、Z 坐标系上进行计算,计算结果同 Altintas 的研究。

$$\begin{cases} F_{j,xc}(\varphi_j) = \int_{z_1}^{z_2} -K_{tc} f_z \sin \varphi_{ji} \sin \theta \cos \varphi_{ji} - K_{rc} f_z \sin \varphi_{ji} \sin \theta \sin \varphi_{ji} dz \\ F_{j,yc}(\varphi_j) = \int_{z_1}^{z_2} +K_{tc} f_z \sin \varphi_{ji} \sin \theta \sin \varphi_{ji} - K_{rc} f_z \sin \varphi_{ji} \sin \theta \cos \varphi_{ji} dz \\ F_{j,zc}(\varphi_j) = \int_{z_1}^{z_2} K_{ac} f_z \sin \varphi_{ji} \sin \theta dz \\ F_{j,xw}(\varphi_j) = \int_{z_1}^{z_2} -F_{tw}(VB) \cos \varphi_{ji} - F_{rw}(VB) \sin \varphi_{ji} dz \\ F_{j,yw}(\varphi_j) = \int_{z_1}^{z_2} +F_{tw}(VB) \sin \varphi_{ji} - F_{rw}(VB) \cos \varphi_{ji} dz \end{cases} \quad (15)$$

$$\text{式中, } \sin \theta = \frac{\sqrt{R^2 - (R-z)^2}}{R}; \varphi_{ji} = s - \frac{z}{R} \tan \beta - (j-1) \frac{2\pi}{N_f}$$

其中, β 为球头铣刀公称螺旋角; R 为球头铣刀半径; s 为刀具旋转角度 ($s = \omega t$, ω 为刀具旋转角速度, t 为时间), j 为刀齿号; N_f 为刀齿数; z_1 为最低切削高度; z_2 为最高切削高度。

X、Y、Z 3 个方向上剪切力平均值以及 X、Y 方向上

摩擦效应力平均值可用式(17)~(18)表示。

$$\begin{cases} \overline{F_{j,xc}(\phi_j)} = \frac{1}{s_2 - s_1} \int_{s_1}^{s_2} \int_{z_1}^{z_2} -K_{tc} f_z \sin \phi_{ji} \sin \theta \cos \phi_{ji} - K_{rc} f_z \sin \phi_{ji} \sin \theta \sin \phi_{ji} dz ds \\ \overline{F_{j,yc}(\phi_j)} = \frac{1}{s_2 - s_1} \int_{s_1}^{s_2} \int_{z_1}^{z_2} +K_{tc} f_z \sin \phi_{ji} \sin \theta \sin \phi_{ji} - K_{rc} f_z \sin \phi_{ji} \sin \theta \cos \phi_{ji} dz ds \\ \overline{F_{j,zc}(\phi_j)} = \frac{1}{s_2 - s_1} \int_{s_1}^{s_2} \int_{z_1}^{z_2} K_{ac} f_z \sin \phi_{ji} \sin \theta dz ds \end{cases} \quad (17)$$

$$\begin{cases} \overline{F_{j,xw}(\phi_j)} = \frac{1}{s_2 - s_1} \int_{s_1}^{s_2} \int_{z_1}^{z_2} -F_{tw}(VB) \cos \phi_{ji} - F_{rw}(VB) \sin \phi_{ji} dz ds \\ \overline{F_{j,yw}(\phi_j)} = \frac{1}{s_2 - s_1} \int_{s_1}^{s_2} \int_{z_1}^{z_2} +F_{tw}(VB) \sin \phi_{ji} - F_{rw}(VB) \cos \phi_{ji} dz ds \end{cases} \quad (18)$$

式中, s_1 为刀具切入角, s_2 为刀具切出角。

2 考虑球头铣刀后刀面磨损的铣削力试验

2.1 试验条件与设备

试验机床使用的机床主要采用大连机床集团公司引进先进技术生产的 VDL-1000E 三轴数控加工中心,如图 5 所示。数控机床的主轴转速在 458000r/min。

试验刀具采用厦门金鹭公司生产的整体式硬质合金球头铣刀,齿数为 2,牌号是 SH300-B2-10015-H,直径为 10mm,螺旋角 30°,硬度 ≥ 92.0 HRA。信号采集分析系统: DynoWare5697 数采系统、笔记本电脑等。力传感器: 采用瑞士先进的旋转测力平台获取铣削力,将 Kistler5236B 测力装置固定在机床的主轴法兰上,通过

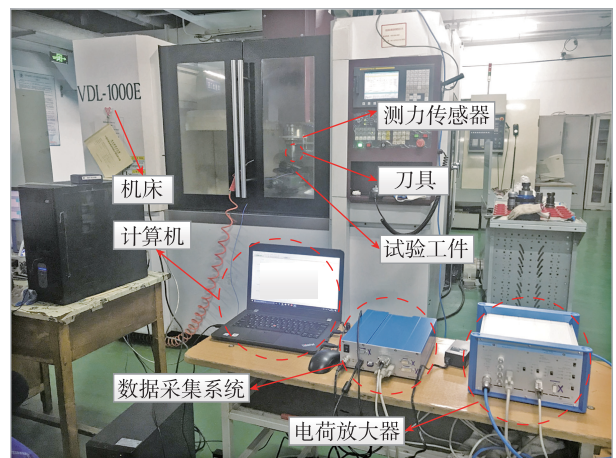


图5 VDL-1000E三轴加工中心及采集设备
Fig.5 VDL-1000E three-axis machining center and acquisition equipment

无线接收器将接收到的物理信号转换成电信号,再由5238B电荷放大器将获得的信号放大后传至笔记本电脑处理器中,最终呈现在软件窗口中。

工件材料选用Cr12MoV淬硬钢,硬度为50HRC,屈服强度为1078MPa,工件尺寸为160mm×100mm×60mm。

2.2 刀具磨损试验

刀具磨损试验中采用干式切削,进给方式为顺铣直线进给。在大连机床集团有限公司生产的三轴数控铣床上,参数为主轴转速为4000r/min,进给速度为1200mm/min,轴向切深为0.2mm。试验每相隔50min对球头铣刀后刀面磨损量进行测量,当达到试验设定的磨损量时进行铣削力试验。刀具磨损测量装置采用基恩士公司生产的超景深显微镜。

图6为不同时间间隔下的后刀面磨损量的变化,可

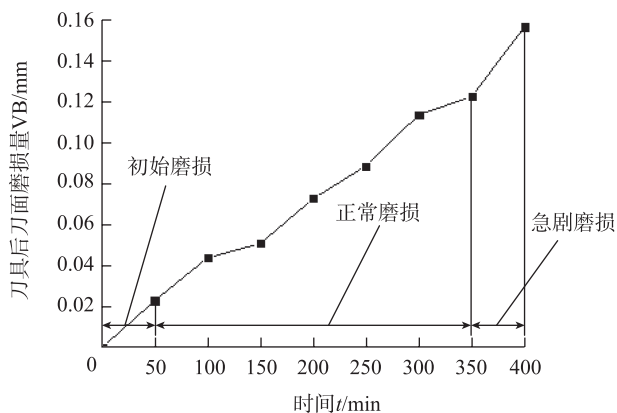


图6 不同铣削时间下的后刀面磨损量

Fig.6 Flank wear under different milling time

以得到在该参数下刀具后刀面磨损量与时间之间的关系,当加工参数一定时,刀具后刀面磨损与时间呈正相关。本文选择在球头铣刀正常磨损范围内进行定量研究,选定球头铣刀后刀面磨损量为 $VB=0$ 、 $VB=0.04$ mm、 $VB=0.08$ mm和 $VB=0.12$ mm。球头铣刀后刀面各阶段的磨损状态如图7所示,可以清楚地看见球头铣刀后刀面磨损随着铣削时间的增加越来越严重。

2.3 铣削力试验

试验采用不同刀具磨损的球头铣刀,当后刀面磨损分别为 $VB=0$ 、 $VB=0.04$ mm、 $VB=0.08$ mm和 $VB=0.12$ mm时,对淬硬钢工件进行铣削加工试验。试验通过Kistler旋转测力装置采集3个方向的铣削力,然后将X、Y、Z三个方向的铣削力信号通过电荷放大器进行放大,最后通过数据采集板记录相对应的试验数据,试验数据最后保存在计算机上,试验原理如图8所示。试验选用的加工参数如表1所示。

在上述4组试验中,铣削始终处于单齿啮合状态,不存在多齿铣削力的叠加。因此,平均铣削力可以通过计算单个波形来获得,试验的平均铣削力如表2所示。

当 $VB=0$ 时,得到的平均铣削力代入到式(17)中,通过求解方程得到剪切力系数 K_{tc} 、 K_{rc} 。然后将 $VB=0$ 、 $VB=0.04$ mm、 $VB=0.08$ mm和 $VB=0.12$ mm下的平均铣削力减去 $VB=0$ 时的铣削力,可以得到相应的平均摩擦效应力 $\overline{F_{j,xw}(\phi_j)}$ 、 $\overline{F_{j,yw}(\phi_j)}$,进而代入式(18)分别计算不同后刀面磨损下的单位长度的摩擦力和压力。在 $z_1=0$ 、 $z_2=0.2$ 、 $\beta=30^\circ$ 、 $R=5$ 、 $s_1=0$ 、 $s_2=\pi$ 、 $N_f=2$ 参数下,计算结果如表3所示。

通过式(11)~(12)可以得到球头铣刀后刀面单位长度的摩擦力和压力之间是分段线性的。假设

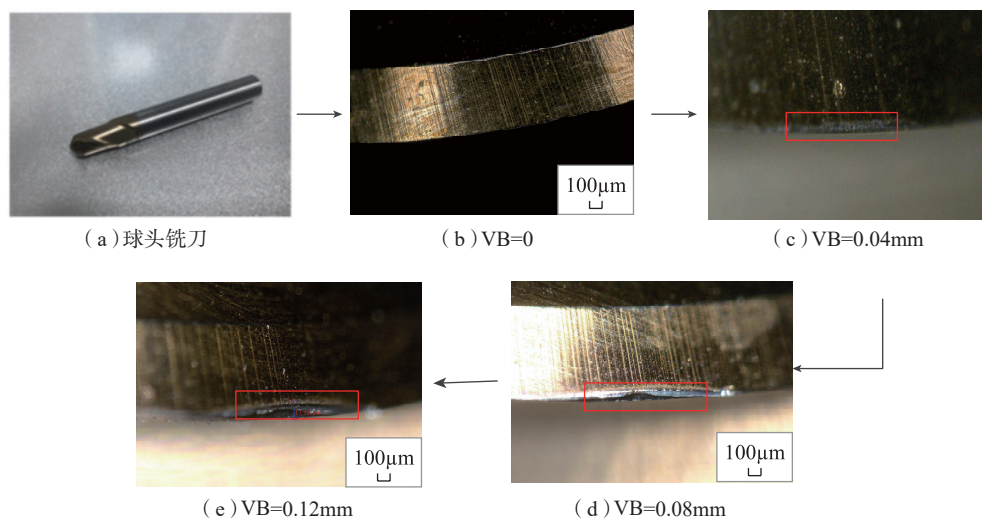


图7 各阶段磨损状态

Fig.7 Wear condition at different stages

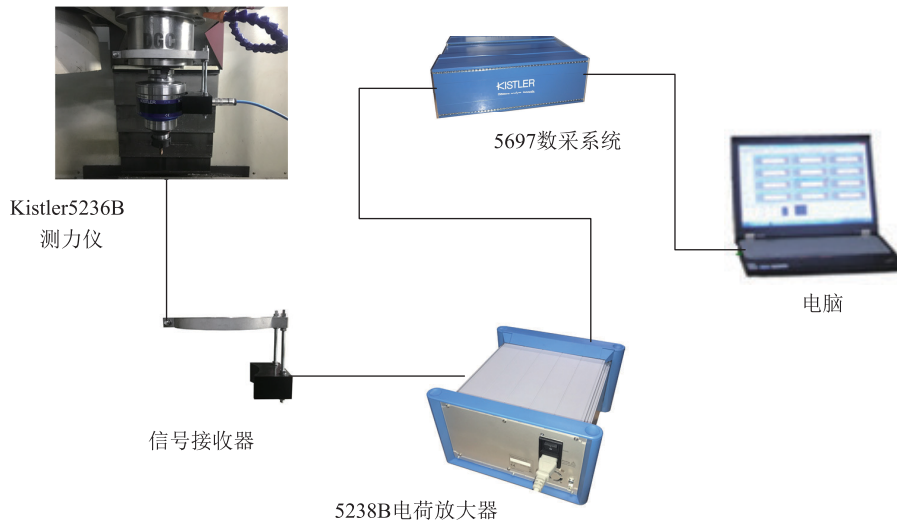


图8 试验原理图

Fig.8 Schematic diagram of experiment

表1 试验方案

Table 1 Test scheme

序号	工件硬度 HRC	主轴转速 $n/(r \cdot \min^{-1})$	进给速度 $v_f/(mm \cdot \min^{-1})$	刀具磨损 VB/mm	铣削深度 a_p/mm	铣削宽度 s/mm
1	50	4000	1200	0	0.2	0.25
2	50	4000	1200	0.04	0.2	0.25
3	50	4000	1200	0.08	0.2	0.25
4	50	4000	1200	0.12	0.2	0.25

表2 不同刀具磨损下的平均铣削力

Table 2 Average milling force under different tool wear

序号	VB=0		VB=0.04mm		VB=0.08mm		VB=0.12mm	
	\bar{F}_x/N	\bar{F}_y/N	\bar{F}_x/N	\bar{F}_y/N	\bar{F}_x/N	\bar{F}_y/N	\bar{F}_x/N	\bar{F}_y/N
1	47.68	45.73	80.29	65.03	138.37	89.22	170.45	97.72
2	—	—	80.78	64.51	139.80	92.20	175.15	103.58
3	—	—	81.84	66.30	139.07	91.17	174.80	102.08
4	—	—	80.44	65.43	140.58	91.07	172.19	100.07
5	—	—	79.25	64.25	139.64	90.82	173.24	101.89

表3 剪切力系数/不同VB值下单位长度的摩擦力和压力

Table 3 Friction and pressure per unit length under shear force coefficient/different VB values

序号	VB=0		VB=0.04mm		VB=0.08mm		VB=0.12mm	
	K_{tc}/N	K_{tc}/N	$F_{tw}(VB)/(N \cdot mm^{-1})$	$F_{rw}/(N \cdot mm^{-1})$	$F_{tw}/(N \cdot mm^{-1})$	$F_{rw}/(N \cdot mm^{-1})$	$F_{tw}/(N \cdot mm^{-1})$	$F_{rw}/(N \cdot mm^{-1})$
1	1842	956.1	142.79	241.27	321.81	671.11	384.71	908.54
2	—	—	138.90	244.93	343.87	681.70	428.10	943.27
3	—	—	152.21	252.79	336.23	676.28	416.93	940.72
4	—	—	145.76	242.39	335.53	687.49	406.81	921.36
5	—	—	136.99	233.57	333.64	680.52	415.57	929.14

$VB \geq VB^*$, 先将不同的刀具后刀面磨损量下的摩擦力和压力是代入到式(12), 这样可以求解得到 VB^* 、 τ_0 和 σ_0 。然后通过 VB^* 计算式(11)。最后, 如果满足 $VB \geq VB^*$ 时, 证明假设正确, 结果有效。

在式(12)中摩擦力和压力在 VB 轴上具有相同的截距, 两条线不能单独拟合, 必须综合考虑两条线的残余误差。本文对于后刀面摩擦力和压力两条直线的总残余误差, 采用最小二乘法拟合两条直线, 总残余误差为:

$$E = [F_{twT} - \tau_0 \cdot (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)]^T \cdot [F_{twT} - \tau_0 \cdot (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)] + [F_{rwT} - \sigma_0 \cdot (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)]^T \cdot [F_{rwT} - \sigma_0 \cdot (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)] \quad (19)$$

其中, E 为拟合总残余误差, VB_T 是刀具磨损矢量, 是由 15 组试验数据下的刀具磨损宽度, F_{twT} 和 F_{rwT} 分别为后刀面摩擦力和压力的列向量, $e=[1 \cdots 1]^T$, e 有 15 个元素, 且所有元素都是 1。

根据最小二乘原理, 两条拟合直线应使总剩余误差达到最小值。刀具磨损模型表明: 当所有偏导数均为零时总残余误差最小, 满足以下方程:

$$\begin{cases} \frac{\partial E}{\partial \tau_0} = 2[\frac{2}{3} VB^* \cdot e - VB_T]^T \cdot [F_{twT} - \tau_0 \cdot (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)] = 0 \\ \frac{\partial E}{\partial \sigma_0} = 2[\frac{2}{3} VB^* \cdot e - VB_T]^T \cdot [F_{rwT} - \sigma_0 \cdot (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)] = 0 \\ \frac{\partial E}{\partial VB^*} = \frac{4}{3} \tau_0 \cdot e^T [F_{twT} - \tau_0 (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)] + \frac{4}{3} \sigma_0 \cdot e^T [F_{rwT} - \sigma_0 (VB_T - \frac{2}{3} VB^* \cdot e)] = 0 \end{cases} \quad (20)$$

将表 4 中的数据代入到式(20)中, 可以得到:

$$\begin{cases} \tau_0 = 4767.6 \text{MPa} \\ \sigma_0 = 8055.8 \text{MPa} \\ VB^* = 0.015 \text{mm} \end{cases} \quad (21)$$

结果表明, 塑性流动区的边界为 0.015mm, 拟合时所使用的刀具后刀面磨损宽度均大于边界, 结果有效。拟合结果如图 9 所示。可以看出, 随着刀具磨损量的增加, 后刀面单位长度的摩擦力和压力也随之增加。红色短线为发生塑性流动区的边界, 即 $VB^*=0.015\text{mm}$ 。当 $VB^* < 0.015\text{mm}$ 时, 在刀具后刀面只发生弹性接触, 不发生塑性流动。而 $VB^* > 0.015\text{mm}$ 时, 则弹性接触和塑性流动均发生在刀具后刀面上, 两者表现的分段线性关系在边界处过渡。

3 考虑后刀面磨损的铣削力模型验证及结果分析

为验证所建立的考虑刀具磨损的球头铣刀铣削力模型, 首先利用 Matlab 软件作为仿真算法平台对所建立的铣削力模型进行预测。当后刀面磨损分别为 $VB=0.04\text{mm}$ 、 $VB=0.08\text{mm}$ 和 $VB=0.12\text{mm}$ 左右时, 通过铣削力仿真和试验结果进行对比验证模型的准确性。

选择 x 和 y 两个方向的铣削力试验和预测结果进行对比验证。不同刀具磨损量下的铣削力仿真和试验结果见图 10。

由结果可知, X 方向铣削力的试验与仿真结果吻合程度很好, 基本上两者处于贴合状态。而对于 Y 方向的铣削力, 由于试验值有一定的波动, 造成试验与仿真结果有一定偏差。造成偏差的原因主要为: 在本模型中忽略了振动对切削过程的影响, 而实际切削过程中的振动会影响切削刃的切入状态, 使切削过程中刀具出现“过切”或“欠切”现象, 使得刀具两切削刃的磨损程度并不相同, 最终导致相邻两切削刃之间的切削力并不相同。而切削力仿真模型中忽略了振动及切削刃间磨损的差异性, 导致试验结果出现偏差。

对方案 1~4 组试验参数下的铣削力试验和仿真结果进行平均铣削力对比, 如图 11 所示。可以看出后刀面磨损量与铣削力试验和预测值之间的对比。随着后刀面磨损的增加, 铣削力显著增加。通过结果可以看出理论预测与试验得到的平均铣削力结果变化趋势相同, 误差的范围在 6.3%~10.2%。总体来说, 仿真结果在数量级和变化趋势上基本和试验结果贴合, 所建立的考虑球头铣刀后刀面磨损的铣削力模型正确。

刀面磨损对铣削力的影响较大, 本文建立的考虑后刀面磨损的铣削力模型能够准确真实的预测刀具瞬态铣削力。

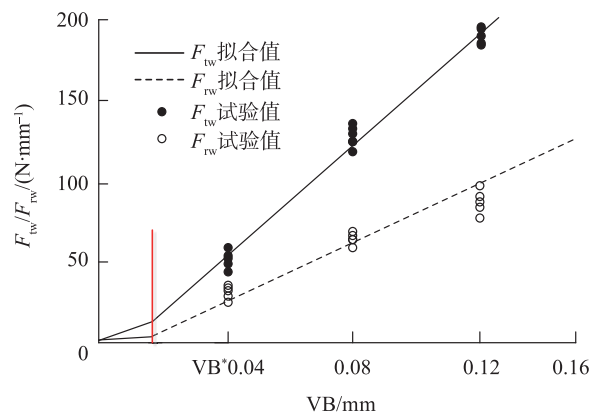
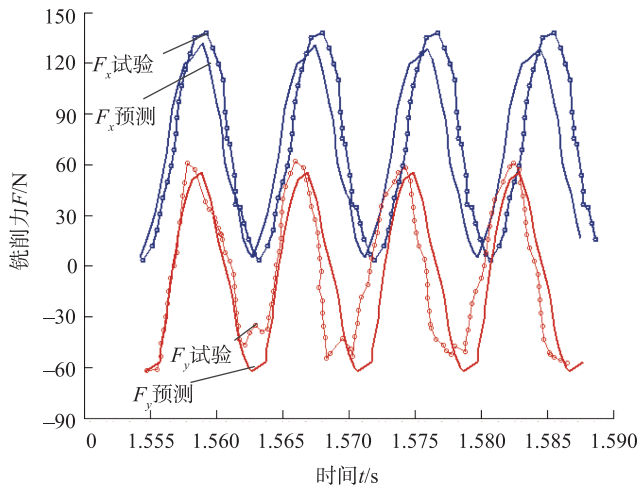
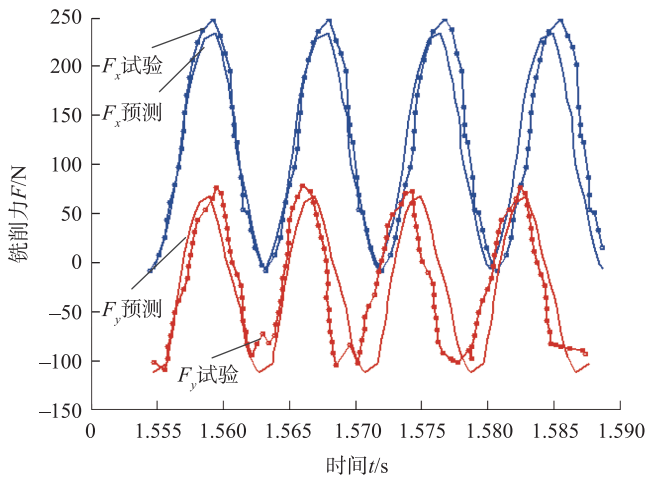


图9 F_{twT} 和 F_{rwT} 拟合结果

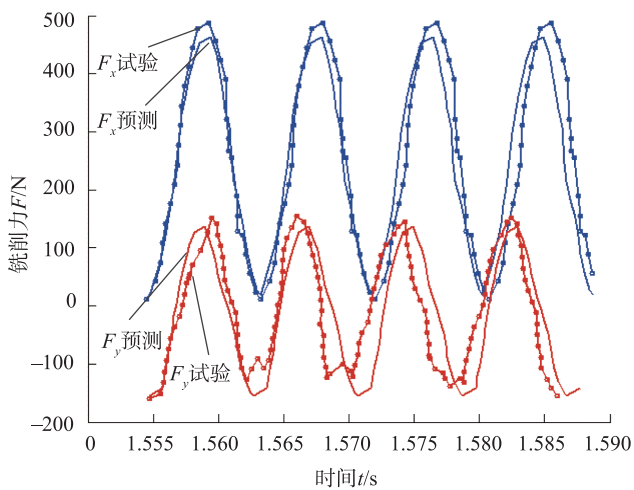
Fig.9 F_{twT} and F_{rwT} fitting results



(a) VB=0.04mm



(b) VB=0.08mm



(c) VB=0.12mm

图10 不同刀具磨损下的铣削力试验与仿真结果对比

Fig.10 Comparison of milling force experiments and simulation results under different tool wear conditions

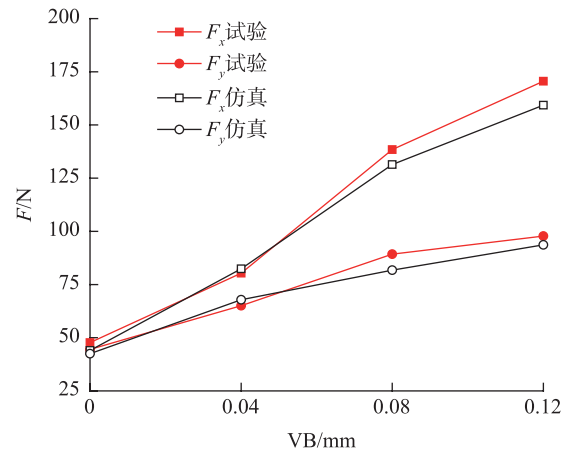


图11 试验平均铣削力对比

Fig.11 Comparison of average milling force in experiments

4 结论

本文建立了考虑刀具磨损的铣削力模型,模型主要考虑球头铣刀后刀面磨损,并且通过刀具磨损试验和铣削力试验对模型中的参数进行标定,进而分析了铣削过程刀具磨损对铣削力的影响,并将试验结果与 Matlab 模型仿真结果进行了对比,可以得到以下结论:

(1)通过刀具磨损试验可以得到,刀具磨损随着铣削时间的增加越来越严重,即刀具后刀面最大磨损宽度增加,随着刀具磨损的增加,单位长度的摩擦力和压力增大,铣削力也随之增加。

(2)对比铣削力试验结果和预测结果可知,试验值和预测值均呈现一致的变化趋势,由此证明所建立的考虑球头铣刀后刀面磨损的铣削力模型的正确性。但仍然会存在误差,误差的范围在 6.3%~10.2%,误差主要是由切削振动、刀具切削刃之间磨损的差异性及刀具磨损的改变造成工件和切屑接触的浸入角发生变化等因素造成的。

参考文献

- [1] GRADISEK J, KALVERAM M, INSPIRGER T. On stability prediction for millin[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2005, 45: 769-781.
- [2] 范依航, 郑敏利, 杨树财, 等. 基于刀具磨损和切屑形成对切削 Ti6Al4V 的切削力特性研究[J]. 制造技术与机床, 2011(8): 137-142.
FAN Yihang, ZHENG Minli, YANG Shucai, et al. Characteristics of cutting force in relation to tool wear and chip formation while cutting Ti6Al4V using carbide inserts[J]. Manufacturing Technology and Machine Tool, 2011(8): 137-142.
- [3] CU F, ZUPERL U. Realtime cutting tool condition

monitoring in milling[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 57(2): 142-150.

[4] WANG M, WANG J. CHMM for tool condition monitoring and remaining useful life prediction[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2012, 59(5): 463-471.

[5] 王潇屹, 张晓辉. 新型涂层刀具干式铣削加工 SKD11 切削性能研究[J]. 工具技术, 2009, 43(2): 8-11.

WANG Xiaoyi, ZHANG Xiaohui. Study on cutting performance of new coated tools for dry milling of SKD11[J]. Tool Technology, 2009, 43(2): 8-11.

[6] 龙震海, 王西彬, 刘志兵. 高速铣削难加工材料时硬质合金前刀面磨损机理及切削性能研究[J]. 摩擦学学报, 2005, 25(1): 83-87.

LONG Zhenhai, WANG Xibin, LIU Zhibing. Research on wear modes and mechanism of carbide tools in highspeed milling of difficult-to-cut materials[J]. Tribology, 2005, 25(1): 83-87.

[7] 王灼建, 贺辛亥, 董红坤. 铝合金薄壁零件铣削力模型的研究[J]. 机床与液压, 2016, 44(3): 154-157.

WANG Zhuojian, HE Xinhai, DONG hongkun. Research on model of milling force of thin walled parts with aluminum[J]. Machine Tool & Hydraulics, 2016, 44(3): 154-157.

[8] 刘均, 曾桂林, 邹益胜. 瞬时铣削力数学模型及验证[J]. 机械设计与制造, 2016(11): 1-4.

LIU Jun, ZENG Guilin, ZOU Yisheng. Instantaneous milling force mathematical model and experimental verification[J]. Mechanical Design and Manufacture, 2016(11): 1-4.

[9] 李英松, 王敏杰, 魏兆成. 基于傅立叶级数的球头刀铣削力模型[J]. 工具技术, 2010, 44(5): 49-55.

LI Yingsong, WANG Minjie, WEI Zhaocheng. Milling force model for ballend mill based on fourier series[J]. Tool Technology, 2010, 44(5): 49-55.

[10] 李丹, 孙会来, 赵方方. 7075 航空铝合金铣削力模型试验[J]. 工具技术, 2017, 51(5): 85-87.

LI Dan, SUN Huilai, ZHAO Fangfang. Experiment of milling force model of 7075 aviation aluminum alloy based on orthogonal test[J]. Tool Technology, 2017, 51(5): 85-87.

[11] 杨振朝, 林允博. 基于 Box-Behnken 设计的高速铣削 TC11 钛合金切削力预测模型研究[J]. 航空精密制造技术, 2018, 55(4): 20-25.

YANG Zhenzhao, LIN Yunbo. Cutting force prediction models based on Box-Behnken design in highspeed milling of titanium alloy TC11[J]. Aviation Precision Manufacturing Technology, 2018, 55(4): 20-25.

[12] 赵显日. 刀具磨损对微铣削力变化影响的理论与试验研究[J]. 组合机床与自动化加工技术, 2015(7): 19-22.

ZHAO Xianri. Study on the variation of micro milling forces and specific cutting forces with tool wear[J]. Combined Machine Tool and Automatic Machining Technology, 2015(7): 19-22.

[13] 姜振喜, 孙杰, 李国超, 等. TC4 铣削加工的刀具磨损与切削力和振动关系研究[J]. 兵工学报, 2015, 36(1): 144-150.

JIANG Zhenxi, SUN Jie, LI Guochao, et al. Investigation on the relationship among tool wear, cutting force and vibration in milling of TC4[J]. Journal of China Ordnance, 2015, 36(1): 144-150.

[14] TEITENBERG T M, BAYOUMI A E, YUSCESAN G. Tool wear modeling through an analytic mechanistic model of milling processes[J]. Journal of Wear, 1992, 154(2): 287-304.

[15] LAPSLEY J T, GRASSI R C, THOMSEN E G. Correlation of plastic deformation during metal cutting with tensile properties of the work material[J]. Journal of Society Mechine, 1950, 72(3): 979-986.

[16] USUI E, SHIRAKASHI T, KITAGAWA T. Analytical prediction of cutting tool wear[J]. Journal of Wear, 1984, 100(1-3): 129-151.

通讯作者: 严复钢, 高级工程师, 主要研究方向为重型铣削, E-mail: yfg2988@163.com.

(责编 古京)

(上接第79页)

YIN Pingling, WANG Jun, ZHEN Xianlei. Analysis of bolt tightening process for supporting seat of torsion beam of rear axle of passenger car[J]. Automobile Technology & Material, 2017(1): 52-56.

[16] 陈平, 陈伟平, 谭志强, 等. 新车型开发中螺纹紧固件拧紧扭矩的开发[J]. 汽车工程师, 2016(8): 28-32.

CHEN Ping, CHEN Weiping, TAN Zhiqiang, et al. Development of tightening torque of thread fasteners in the process of new vehicle development[J]. Auto Engineer, 2016(8): 28-32.

[17] 董达善, 陈佳亮, 刘海洋, 等. 高强度螺栓扭矩系数研究[J]. 科学技术与工程, 2017, 17(16): 182-186.

DONG Dashan, CHEN Jialiang, LIU Haiyang, et al. Research on torque coefficient of high-strength bolt[J]. Science Technology and Engineering, 2017, 17(16): 182-186.

[18] 李至广. 钛合金螺纹连接结构预紧力、应力、可靠性分析[D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2004.

LI Zhiguang. Analysis of preload, stress, reliability of titanium screw joint structure[D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2004.

[19] 宋荣生. 螺纹联接轴向预紧力的控制方法及其特点[J]. 天津理工学院学报, 2000(4): 39-41.

SONG Rongsheng. Control methods and specialty about assembly force of bolt connection[J]. Journal of Tianjin Institute of Technology, 2000(4): 39-41.

通讯作者: 孙贵青, 硕士, 高级工程师, 主要研究方向为航空发动机装配工艺, E-mail: joy19800103@163.com.

(责编 古京)