

DOI: 10.3901/JME.2013.01.185

## 基于单刃铣削力峰值的铣刀偏心辨识\*

刘 璨 吴敬权 李广慧 谭光宇  
(广东海洋大学工程学院 湛江 524088)

**摘要:** 刀具偏心可能导致铣削力的大幅度波动。为辨识铣刀偏心状态,研究偏心作用下的铣削力变化规律。推导出以主轴旋转角和切削刃序号为变量的单刃瞬时铣削力表示式,发现铣削力峰值是切削刃序号的离散正弦函数,其均值为无偏心铣刀的公称力,波动部分为偏心引起的铣削增力。该铣削增力与旋转主轴同频,其初始相位依赖于偏心角,其幅值与偏心距和轴向切深成正比例关系,而与每刃进给量不相关。基于此发现,提出一种估算偏心角和偏心距的数据拟合方法,该方法主要对各刃的铣削力峰值进行正弦函数拟合,算法简单,且只需要做一次铣削测试。铣削试验结果与以上发现一致,且表明该估算方法有效。研究揭示与偏心相关的铣削力峰值特性,提出一种简单直观的偏心尺寸估算方法。研究成果可用于铣削过程状态辨识。

**关键词:** 刀具偏心 尺寸估算 铣削力峰值 特性 拟合

**中图分类号:** TH161

## Identification of Mills Eccentricity Based on Peak Force of Single Edge

LIU Can WU Jingquan LI Guanghui TAN Guangyu  
(Engineering College, Guangdong Ocean University, Zhanjiang 524088)

**Abstract:** The eccentricity of cutter may induce great variation of milling force. In order to identify the geometry of eccentricity, regularities of milling force varying with eccentricity are studied. Milling force on single edge is mathematically expressed as functions of the rotation angle and the sequence number of cutter edge. By mathematically deducing, the peak milling force of each cutter edge is found to be a discrete sine function of only the sequence number, its mean part be the nominal force without cutter eccentricity, and the variable part be the increment force induced by eccentricity, moreover, the increment force be same with spindle rotation in frequency, its initial phase be dependent on the angle of eccentricity, and its amplitude be in direct proportion to both the distance of eccentricity and axial milling depth, but irrelevant to feed per tooth. Based on these findings, a kind of data fitting method is present to estimate the distance and angle of eccentricity, which is mainly to fit peak milling forces of every cutter edge with sine function. This method is simple, and needs only one milling test. The results of milling experiment agree with above findings, and show that this estimation method is validate. This study reveals the eccentricity-relate characteristics of peak milling force, and presents a simple method of estimating the geometry of eccentricity. Study results can be used in identifying the state of milling process.

**Key words:** Cutter eccentricity Geometry estimation Peak milling force Characteristics Fit

### 0 前言

刀具跳动、磨损、变形、颤振等多种因素会使铣削过程偏离理想状态<sup>[1-3]</sup>,其中刀具的径向圆跳动也称为偏心<sup>[4-5]</sup>,会降低零件表面质量、加工稳定性和铣刀寿命<sup>[4-6]</sup>,并会导致各刃铣削厚度和铣削力的较大波动,增大铣削力模型的预测误差。铣刀通常

都存在至少几微米的偏心量<sup>[7]</sup>,偏心现象难于根除。

为精确拟合铣削过程,EDOUARD等<sup>[7]</sup>建立了偏心圆柱形铣刀的受力模型;WANG等<sup>[8]</sup>建立了偏心铣刀的铣削厚度表示式;LI等<sup>[9]</sup>建立了偏心铣刀加工的零件表面粗糙度模型;OMAR等<sup>[10]</sup>建立了涵盖铣刀偏心、轴向倾斜、挠曲、后刀面磨损和动态特性等影响因素的铣削力和零件表面质量模型。

这些模型均以铣刀偏心距和偏心角等尺寸为参数,需要预先知道它们的实时值才能用于预测铣削力或零件表面质量,而离心力等动态因素对铣刀

\* 国家自然科学基金资助项目(50975053)。20120426收到初稿,20121114收到修改稿



成, 第一部分  $C(\theta_i)$  是无偏心铣刀的单刃铣削力, 第二部分  $A$  与偏心距  $\rho$  相关, 即偏心导致的铣削增力。若  $K$ 、 $a_z$ 、 $f_t$ 、 $R$ 、 $\rho$  和  $\theta_i$  的取值不变, 则切削刃的瞬时铣削力仅为切削刃序号  $i$  的离散正弦函数, 其幅值为  $A$ , 频率等于主轴旋转频率, 初始相位为  $\varphi$ , 常数项为  $C(\theta_i)$ 。其中幅值与轴向切深、铣刀偏心距成正比关系, 而与进给量不相关。常数项与轴向切深和进给率均成正比关系。

### 1.3 铣刀偏心尺寸估算方法

鉴于  $R \gg \rho$ , 可近似认为各刃在最大铣削力时的主轴旋转角  $\theta_i$  相等, 设此时的  $\theta_i$  为确定值  $\gamma$ , 则

$$F(\gamma) \approx C(\gamma) + A \sin\left(\varphi + \frac{2\pi}{z}i\right) \quad (10)$$

$$i \in \{0 \ 1 \ \cdots \ z-1\} \quad (10)$$

$$C(\gamma) = K a_z f_t \sin \gamma \quad (11)$$

$$\rho = \frac{A}{C(\gamma)} \times \frac{f_t \sin \gamma}{2 \sin \frac{\pi}{z}} \quad (12)$$

根据式(8)~(12), 可按照如下步骤估算单刃铣削时的铣刀偏心距和偏心角。

(1) 统计出各切削刃铣削力峰值。

(2) 用式(10)对各切削刃铣削力峰值做函数拟合, 得出  $\varphi$ 、 $C(\gamma)$  和  $A$  的估算值。

(3) 用式(9)和式(12)估算出偏心角  $\alpha_0$  和偏心距  $\rho$  的值。

## 2 铣削试验及试验数据分析

### 2.1 铣削试验

采用如图 2 所示的试验系统, 以及部分槽单刃立铣、逆铣和空气冷却铣削方式。铣刀为飞沙 D5248 型  $\phi 10$  mm 四刃整体硬质合金立铣刀, 在整个试验过程中仅安装一次。工件材料为 T10 淬硬钢, 其硬度为 40 HRC。用北航 SDC-C4F 测力系统(包括应变式测力仪、应变放大器和测力软件)采集进给和切削宽度两方向的铣削力信号。测力仪固定在工作台上, 用螺栓将工件安装在测力仪上。切削宽度为 2 mm, 主轴转速为 3 240 r/min, 其余加工参数及加工顺序如表 1 所示。其中试验 1#~4#仅改变进给量, 而试验 5#~8#仅改变轴向切深。

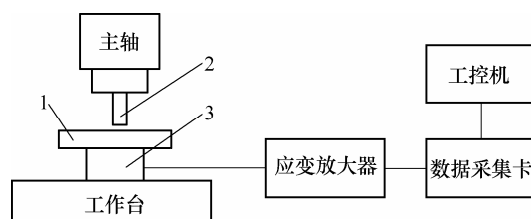


图2 试验系统

1. T10 淬硬钢工件 2. 硬质合金立铣刀 3. SDC-C4F 测力仪

表 1 铣削试验参数及实测铣削力峰值

试验号	进给量 $f_t$ /(mm/齿)	轴向切深 $a_z$ /mm	四个刃的实测铣削力峰值 $F(\gamma)/N$			
			刃 0	刃 1	刃 2	刃 3
1#	0.08	1.00	366.6	307.9	259.9	326.6
2#	0.10	1.00	427.9	373.2	321.3	386.6
3#	0.12	1.00	457.2	402.6	363.9	417.2
4#	0.14	1.00	519.9	469.2	422.6	483.9
5#	0.10	0.50	233.3	206.6	173.3	201.3
6#	0.10	0.75	341.2	314.6	265.3	283.9
7#	0.10	1.00	446.6	414.6	339.9	363.9
8#	0.10	1.25	537.2	490.5	398.6	441.2

分别用  $F_x$  和  $F_y$  表示进给方向和切削宽度方向的铣削分力, 1#试验实测铣削分力如图 3 所示, 可见  $F_x$  的峰值远大于  $F_y$  的峰值。

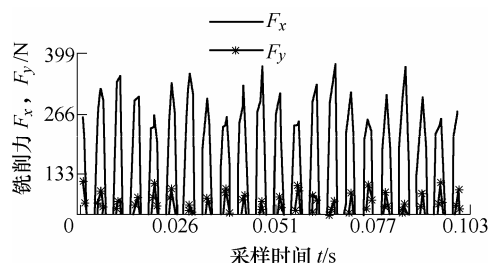


图 3 1#试验进给方向和切削宽度方向的实测铣削力

### 2.2 各刃的铣削力辨识

在同次试验中各刃受力波形依次出现, 循时间轴追踪就可辨认出属于同一切削刃的受力。而在不同次试验之间的受力波形没有时间连贯性, 在这种情况下, 本研究根据各刃受力的大小关系辨认属于同一切削刃的受力, 具体如下。

由式(10)可见四刃的受力峰值在时域上呈等间距正弦分布, 则有两种基本的受力峰值关系模式: 一是对角的两刃受力与其余两刃受力相差较大, 如图 4a 所示; 二是相邻两刃的受力较显著地大于另两刃受力, 如图 4b 所示。

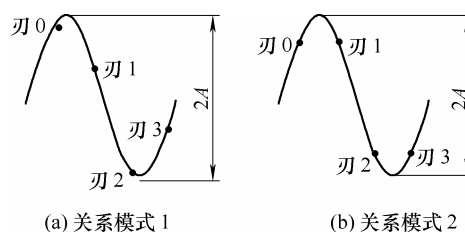


图 4 四刃受力峰值的关系模式

用前一次铣削的受力峰值关系模式套用到后一次铣削的受力, 就可以锁定各刃在前后两次铣削的受力。

通常只有刀具磨损才能较大地引起各刃受力的不均匀变化, 从而使各刃的受力峰值大小关系发

生质变。如前一次铣削力峰值属于关系模式 1, 后一次铣削时若刃 1 和刃 2 的磨损量突增导致刃 1 和刃 2 的受力较显著地大于刃 0 和刃 3 的受力, 则导致将刃 1 的受力判为刃 0 的受力等错误辨别。下面分析刀具磨损对辨识的干扰作用。

从以上两种关系模式中可见, 出现误判的条件是有两刃的受力突增量至少约为  $A$ , 令某刃的突增力  $\Delta F_i = A$ , 力增大到原来的  $K'$  倍, 则

$$K' \approx 1 + \frac{A}{C(\gamma)} = 1 + \frac{2\rho \sin \frac{\pi}{4}}{f_i \sin \gamma} \quad (13)$$

在部分槽铣削中, 最大瞬时铣削厚度发生在切削刃旋转角  $\theta \approx \beta$  时, 则铣削力峰值对应的切削刃旋转角  $\gamma$  近似为浸入角  $\beta$ 。本试验的铣刀浸入角

$$\beta = \arccos \frac{R - a_y}{R} \approx 53.13^\circ$$

式中,  $a_y$  为切削宽度。

有研究得到某些立铣刀的偏心距为  $0.005 \sim 0.017 \text{ mm}$ <sup>[16-18]</sup>, 以此为参照, 取  $\rho = 0.01 \text{ mm}$ ,  $f_i$  取本试验的最大值  $0.14 \text{ mm/齿}$ , 代入式(13)估算得  $K' \approx 1.13$ 。

ZHANG 等<sup>[19]</sup>的立铣试验参数与本试验相近, 其工件硬度为 334 HB(可换算为 35.5 HRC), 硬质合金刀具, 进给率为  $0.1 \text{ mm/齿}$ , 切深为  $0.5 \text{ mm}$ , 切削速度为  $100 \text{ m/min}$ , 试验结果表明刀具在约 21 min 时磨损失效, 主分力的峰值从新刀时的 175 N 增大到刀具失效时的 225 N, 失效前后铣削力之比仅为 1.29。

比较前后铣削力之比 1.13 和 1.29 这两个数据可见, 出现误判的前提是有两刃均有较大的磨损, 而在刀具的有效工作状态下基本不会出现这种情况。

本试验中刀具的总铣削时间不足 1.5 min, 远少于 21 min, 并且所采集到的试验数据表明各刃受力峰值的关系保持稳定, 因此可认为辨识结果正确。

## 2.3 试验数据分析

### 2.3.1 铣削力峰值数据拟合及偏心尺寸估算

取 10 个主轴旋转周期的铣削力数据做均值运算, 统计各刃的  $F_x$  峰值, 结果见表 1。

为简化计算, 本研究以  $F_x$  的峰值替代铣削合力的峰值进行分析。以式(10)为拟合式, 用 Matlab 的 cftool 工具对表 1 所示的各次试验的铣削力峰值数据做正弦拟合, 得到各试验的拟合函数表示式。例如, 1#试验的拟合函数曲线如图 5 所示, 其铣削力峰值的函数表示式为

$$F(\gamma) = 315 + 53.6 \times \sin\left(100^\circ + \frac{\pi}{2}i\right)$$

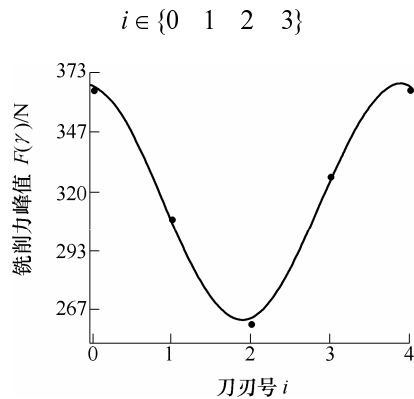


图 5 1#试验的铣削力峰值拟合曲线

将各拟合函数表示式的  $C(\gamma)$ 、 $A$ 、 $\varphi$  和确定系数  $R_{sq}$  的值列于表 2。

表 2 铣削试验数据分析结果

试验号	常数项 $C(\gamma)/N$	幅值 $A/N$	初始相位 $\varphi/(^\circ)$	确定系数 $R_{sq}$	偏心角 $\alpha_0/(^\circ)$	偏心距 $\rho/\text{mm}$
1#	315.0	53.6	100.0	0.998	-35.0	0.007 7
2#	376.8	52.9	97.2	0.990	-37.8	0.007 9
3#	410.3	47.3	98.8	1.000	-36.1	0.007 8
4#	473.5	48.5	98.7	0.995	-36.3	0.008 1
5#	203.5	30.0	84.9	1.000	-50.1	0.008 3
6#	301.5	41.5	68.3	0.997	-66.7	0.007 8
7#	391.5	59.6	64.8	0.998	-70.2	0.008 6
8#	467.1	73.8	70.5	1.000	-64.5	0.008 9

由式(9)、式(12)计算得到各次试验的偏心角  $\alpha_0$  和偏心距  $\rho$  的值并列于表 2,  $\alpha_0$  和  $\rho$  的平均值分别为  $-49.59^\circ$  和  $0.008 1 \text{ mm}$ 。

### 2.3.2 $C(\gamma)$ 、 $A$ 与铣削用量关系的线性拟合

在试验 1#~4#中,  $A$  的值近似不变, 其平均值约为 50.7。在试验 5#~8#中,  $A$  的值随  $a_z$  变化, 用 Matlab 做  $A$  对  $a_z$  的线性拟合, 得到式(14)和图 6 所示的拟合曲线, 拟合确定系数  $R_{sq} \approx 0.993$ 。

$$A = 59.9a_z \quad (14)$$

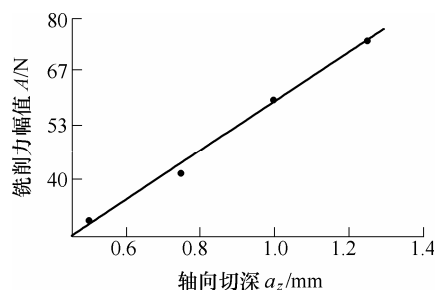


图 6 5#~8#试验的  $A$  与  $a_z$  关系曲线

试验 1#~8#的  $C(\gamma)$  都有变化, 说明  $C(\gamma)$  与  $f_i$  和  $a_z$  都相关, 同样得到  $C(\gamma)$  对  $f_i$  和  $a_z$  的拟合式(15)、(16), 拟合确定系数分别为 0.907 1 和 0.997。

$$C(\gamma) = 32.7 + 3255.2f_i a_z \quad (15)$$

$$C(\gamma) = 32.7 + 3523.1 f_1 a_z \quad (16)$$

由式(15)和式(16)可见  $C(\gamma)$  含有常数项, 可将式(11)和式(12)修正为

$$C(\gamma) = C' + K(\gamma) a_z f_1 \sin \gamma$$

$$\rho = \frac{A}{C(\gamma) - C'} \times \frac{f_1 \sin \gamma}{2 \sin \frac{\pi}{z}}$$

式中,  $C'$  为常数项。

### 2.3.3 铣削力预测

式(6)的  $C(\theta_i)$  即为公称铣削力, 在等切削用量时各刃的公称铣削力相同, 如下

$$\begin{pmatrix} \bar{F}_x(\theta) \\ \bar{F}_y(\theta) \end{pmatrix} = f_1 a_z \sin \theta \begin{pmatrix} \sin \theta & \cos \theta \\ -\cos \theta & \sin \theta \end{pmatrix} \begin{pmatrix} K_R \\ K_T \end{pmatrix}$$

$$\theta \in [0, \beta] \quad (17)$$

$$\bar{F}_{xy}(\theta) = K f_1 a_z \sin \theta \quad \theta \in [0, \beta] \quad (18)$$

式中  $\bar{F}_x(\theta)$  ——  $x$  向公称铣削分力

$\bar{F}_y(\theta)$  ——  $y$  向公称铣削分力

$\bar{F}_{xy}(\theta)$  —— 水平公称铣削合力

以 1# 试验的实测数据计算铣削力系数。在某一刃切入旋转角为  $\theta$  时的公称铣削力为各刃处于同一位置时的实际铣削力的平均值<sup>[16]</sup>, 又由式(18)可见当  $\theta = \beta$  时公称铣削力最大, 而且图 3 显示  $F_x$  和  $F_y$  的峰值基本位于同一采样时间处, 所以多个峰值的平均值即为  $\theta = \beta$  时的公称铣削力。用该方法从实测铣削力数据中得到  $\bar{F}_x(\beta) = 315.9 \text{ N}$ ,  $\bar{F}_y(\beta) = 89.3 \text{ N}$ , 将各参数值代入式(17)得:  $K_T \approx 4081.6 \text{ N/mm}^2$ ,  $K_R \approx 3116.6 \text{ N/mm}^2$ ,  $K \approx 5136.0 \text{ N/mm}^2$ 。

将  $K_T$ 、 $K_R$ 、 $a_z$ 、 $f_1$ 、 $\rho$ 、 $\beta$  的值代入式(6)~(9)和式(17), 可用 Matlab 仿真得到预测铣削力和公称铣削力波形。以实测的  $F_x$  代替实测铣削力, 1# 试验的公称铣削力、预测铣削力和实测铣削力的比较分别如图 7 和图 8 所示。

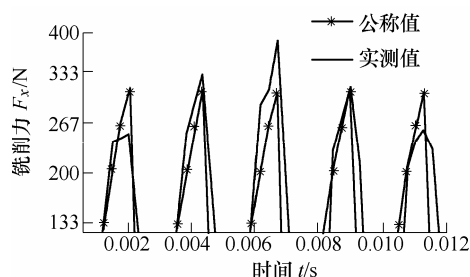


图 7 1# 试验的公称铣削力与实测铣削力比较

### 2.3.4 试验分析结果

表 1 所列的全部确定系数  $R_{sq}$  均大于 0.99, 说明单刃铣削力峰值是精确的以切削刃序号为变量的离散正弦函数。

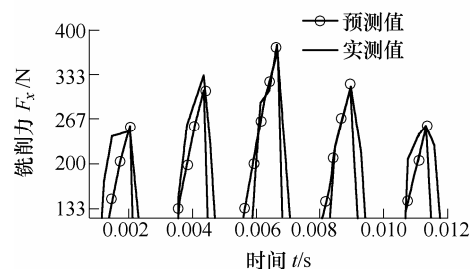


图 8 1# 试验的预测铣削力与实测铣削力比较

试验 1#~4# 的  $A$  值近似为常值, 说明单刃铣削力峰值函数的波动幅值与每刃进给量无关; 式(14)表明单刃铣削力峰值函数的波动幅值与轴向切深成正比关系。

式(15)、(16)表明单刃铣削力峰值的均值  $C(\gamma)$  与轴向切深和每刃进给量均成正比关系。

全部试验的偏心距近似相等, 试验 1#~4# 的偏心角近似相等, 试验 5#~8# 的偏心角近似相等, 且两组试验的偏心角相差不大。图 6 和图 7 显示: 采用各参数的估算值得到的预测铣削力比公称铣削力更接近实测铣削力, 特别是实测力最大和最小的两刃差异更显著。

以上结果说明所采用的偏心尺寸估算方法可行。

## 3 结论

(1) 由式(10)可见, 偏心铣刀的单刃铣削力峰值由无偏心铣削分量和偏心导致的铣削增力两者叠加而成。

(2) 由数学表示式和试验分析结果可见, 偏心导致的铣削增力是以切削刃序号为变量的离散正弦函数, 其幅值与轴向切深和铣刀偏心距均成正比关系, 而与每刃进给量不相关。

(3) 通过对试验数据应用单刃铣削力峰值数据正弦拟合的估算方法, 得到的偏心距和偏心角基本相同, 验证了该方法的有效性。

(4) 式(15)、(16)中出现了与  $f_1 a_z$  无关的常数项, 若考虑该常数项, 则偏心估算需要做两次铣削试验, 鉴于该常数项远远小于  $f_1 a_z$  的系数, 也可忽略该常数项, 则只需要做一次试验。

## 参 考 文 献

- [1] 党建卫, 张卫洪, 万敏, 等. 周铣过程中加工误差预测新模型[J]. 机械工程学报, 2011, 47(17): 150-155.
- DANG Jianwei, ZHANG Weihong, WAN Min, et al. A novel model for predicting machining error in peripheral milling process[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 47(17): 150-155.

- [2] WANG Shihming, LUO Mingjie, LIN Shengyu, et al. Application of wavelet transform on diagnosis and prediction of milling chatter[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2007, 20(3): 67-70.
- [3] WANG Chengyong, ZHOU Li, FU Hao, et al. High speed milling of graphite electrode with endmill of small diameter[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 2007, 20(4): 27-31.
- [4] ANTHONY J S, STEVEN Y L. Runout rejection in end milling through two-dimensional repetitive force control[J]. Mechatronics, 1995, 5: 1-13.
- [5] SCHMITZ T L, COUEY J, MARSH E, et al. Runout effect in milling: Surface finish, surface location error and stability[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2007, 47: 841-851.
- [6] LIANG S Y, WANG J J J. Milling force convolution modeling for identification of cutter axis offset[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1994, 34: 1177-1190.
- [7] EDOUARD R, ENRICO F. Mechanistic cutting force model parameters evaluation in milling taking cutter radial runout into account[J]. International Journal of Advanced Manufacture Technology, 2009, 45: 8-15.
- [8] WANG J J J, LIANG S Y. Chip load kinematics in milling with radial cutter runout[J]. ASME Transactions, Journal of Engineering for Industry, 1996, 118: 111-116.
- [9] LI X P, LI H Z. Theoretical modeling of cutting forces in helical end milling with cutter runout[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2004, 46: 1399-1414.
- [10] OMAR O E E K, WARDANY T E, NG E, et al. An improved cutting force and surface topography prediction model in end milling[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2007, 47: 1263-1275.
- [11] ARMAREGO E J A, DESPANDÉ N P. Computerized end milling force prediction with cutting models allowing for eccentricity and cutter deflections[J]. Annals of the CIRP, 1991, 40: 25-29.
- [12] WANG J J J, LIANG S Y, BOOK W J. Convolution analysis of milling force pulsation[J]. ASME Transactions, Journal of Engineering for Industry, 1994, 116: 17-25.
- [13] KEITH A H, LIANG S Y. In-process monitoring of end milling cutter runout[J]. Mechatronics, 1997, 7: 1-10.
- [14] WANG J J J, ZHENG C M. Identification of cutter offset in end milling without a prior knowledge of cutting coefficients[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2003, 43: 687-697.
- [15] 刘显波, 龙新华, 孟光, 等. 基于频域多目标优化的铣削力系数及偏心参数识别[J]. 机械工程学报, 2011, 47(7): 185-190.
- LIU Xianbo, LONG Xinhua, MENG Guang, et al. The identifications of milling force coefficients and eccentricity based on multi-objective optimization in frequency-domain[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 47(7): 185-190.
- [16] WAN Min, ZHANG Weihong, QIN Guohua, et al. Efficient calibration of instantaneous cutting force coefficients and runout parameters for general end mills[J]. Machine Tools & Manufacture, 2007, 47: 1767-1776.
- [17] WAN Min, ZHANG Weihong, YANG Yun. Phase width analysis of cutting forces considering bottom edge cutting and cutter runout calibration in flat end milling of titanium alloy[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2011, 2011: 1852-1863.
- [18] WAN Min, ZHANG Weihong, TAN Gang, et al. New cutting force modeling approach for flat end mill[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2007, 20: 282-288.
- [19] ZHANG Song, LI Jianfeng, SUN Jie, et al. Tool wear and cutting forces variation in high-speed end-milling Ti-6Al-4V alloy[J]. International Journal of Advanced Manufacture Technology, 2010, 46: 69-78.

作者简介: 刘璨, 男, 1971 年出生, 博士, 副教授, 硕士研究生导师。主要研究方向为制造过程的监测控制。

E-mail: liucanzj@163.com

谭光宇(通信作者), 男, 1957 年出生, 博士, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为先进制造技术。

E-mail: guangyutan@126.com