

文章编号 1000-5013(2005)03-0291-04

一种改进的非线性铣削力建模与仿真

陈 勇 刘雄伟 俞铁岳

(华侨大学机电及自动化学院, 福建 泉州 362021)

摘要 综合考虑再生振动效应和刀具偏心模型对动态铣削加工过程的影响,改进并建立具有较高预测精度的非线性圆周铣削力数学模型和铣削加工过程闭环控制系统.通过对比铣削动力学实验数据和计算机仿真结果验证了该模型的有效性和预测能力.

关键词 再生振动, 刀具偏心, 铣削力, 计算机仿真

中图分类号 TG 540.1; TH 161+.6; TP 391.9

文献标识码 A

铣削加工过程中,方向、大小和作用点不断变化的铣削力很容易引起刀具和工件产生偏差,并最终影响加工工件的表面形貌和加工精度.当铣刀刀齿切入和切出工件时,铣削力可能发生急剧变化,加上同时进入切削的铣刀齿数通常并非常量,使得整个铣削过程更是变化多端^[1].本文在已建立的动态铣削力时滞非线性数学模型的基础上,综合考虑再生振动效应和刀具偏心模型对动态铣削过程的影响.进而,改进、建立具有较高预测精度的非线性动态铣削力的数学模型.在此基础上,建立动态铣削过程闭环控制系统,实现动态铣削力的预估及其频域特性分析并进行实验验证.

1 数学模型

1.1 瞬时动态铣削力数学模型的改进

在研究瞬态切削厚度及螺旋铣刀有效前角影响的基础上,建立一种实用有效的动态铣削力时滞非线性数学模型^[2].进一步研究表明,铣削刀具存在制造和安装误差并受到刀柄和主轴锥孔接触刚度的影响.这使得铣削过程不可避免地存在刀具回转中心与主轴几何中心不重合的现象,即刀具偏心现象,进而引起实际切削厚度、切入和切出状态与无偏心时的差异^[3].因此,为提高铣削力预测模型的实用性和精度,本文综合考虑再生振动效应和刀具偏心模型对铣削过程的影响,进一步对动态铣削力解析模型提出改进算法.瞬时圆周铣削力 dF_{ti} 和垂直铣削力 dF_{vi} , 分别表示为^[2]

$$dF_{ti}(i) = K_s t_i(i) R \cot \alpha, \quad (1)$$

$$dF_{vi}(i) = c dF_{ti}(i), \quad (2)$$

在上式中 K_s 为切向铣削力系数, R 为刀具半径, α 为刀具螺旋角, c 为铣削力切向与径向的比例系数, i 为齿位角, β 为螺旋滞后角.考虑再生振动效应和刀具偏心现象的影响,瞬时切削厚度 $t_i(i)$ 可定义为“静态”切削厚度和“动态”切削厚度之和.按不同的加工方式,即顺铣和逆铣^[2]可分别计算为

$$t_i(i) = \begin{cases} f_t \sin(\alpha - \beta) + v_i + t_i(i), & 0 \leq \alpha - \beta \leq \beta, \\ 0, & \text{其他}, \end{cases} \quad (3)$$

$$t_i(i) = \begin{cases} f_t \sin(\alpha + \beta) + v_i + t_i(i), & -\beta \leq \alpha - \beta \leq 0, \\ 0, & \text{其他}. \end{cases} \quad (4)$$

上式 $f_t \sin(\alpha - \beta)$ 和 $f_t \sin(\alpha + \beta)$ 为顺铣和逆铣加工时的“静态”切削厚度,由刀具作刚体运动引起, f_t 为每

收稿日期 2004-10-27

作者简介 陈 勇(1974-),男,讲师,主要从事铣削加工动力学的研究. E-mail: chen Yong @hqu.edu.cn

基金项目 国务院侨务办公室科研基金资助项目(04QZR05)

齿进给量; v_i 为再生振动效应引起的刀具-工件系统的相对径向动态位移^[2]; $t_i(i)$ 为刀具偏心引起的动态切削厚度偏差. 建立刀具偏心模型, 如图 1 所示. 图中 O 和 O' 为主轴和刀具回转中心, $e = OO'$ 为刀具偏心率. 因此有

$$t_i(i) = R_i(i) - R_{i-1}(i), \quad (5)$$

式中 $R_i(i)$ 和 $R_{i-1}(i)$ 分别为当前刀齿与相邻前一刀齿的切削半径. 有

$$R_i(i) = \sqrt{R^2 + \frac{e^2}{4} - 2R_e \cos(\angle OOP)}, \quad (6)$$

$$\angle OOP = \phi_i - \phi_{i-1} - e / r.$$

上式齿位角 $\phi_i = \phi_0 + \omega t + (i-1) \frac{2\pi}{m}$, e 为刀具回转中心相对于主轴中心的位置角, 可计算为 $e = e_0 + \omega t$, $\phi_0 = \phi_0 - \omega t$ 为主轴旋转角度, e_0 为刀具起始位置角, 可根据刀具的装夹位置确定. 将其代入公式(6), 有

$$R_i(i) = \sqrt{R^2 + \frac{e^2}{4} - 2R_e \cos(\phi_i - \phi_{i-1} - e_0 + 2(i-1) \frac{\pi}{m})}. \quad (7)$$

定义新变量 $u = u_0 (1 - \frac{e - e_0}{100}) (\frac{f_0}{f_t})^{0.2}$, 结合方程(1), (2), (3), 将瞬时圆周铣削力和垂直铣削力在法线方向(X 向)和进给方向(Y 向)上的分力合并. 那么, 在顺铣加工时可得

$$\left. \begin{aligned} dF_{ix} &= -u R \cot \left[(f_t + y_c - y_{c(-T)} - y_w + y_{w(-T)}) (\sin^{1.8} \phi_i + c_1 \sin^{0.8} \phi_i \cos \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. (x_c - x_{c(-T)} - x_w + x_{w(-T)}) (\sin^{0.8} \phi_i \cos \phi_i + c_1 \sin^{-0.2} \phi_i \cos^2 \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. t_i(i) (\sin^{0.8} \phi_i + c_1 \sin^{-0.2} \phi_i \cos \phi_i) \right] d\phi_i, \\ dF_{iy} &= u R \cot \left[(f_t + y_c - y_{c(-T)} - y_w + y_{w(-T)}) (\sin^{0.8} \phi_i \cos \phi_i - c_1 \sin^{1.8} \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. (x_c - x_{c(-T)} - x_w + x_{w(-T)}) (\sin^{-0.2} \phi_i \cos^2 \phi_i - c_1 \sin^{1.8} \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. t_i(i) (\sin^{-0.2} \phi_i \cos \phi_i - c_1 \sin^{0.8} \phi_i) \right] d\phi_i. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

结合方程(1), (2), (4), 在逆铣加工时可得

$$\left. \begin{aligned} dF_{ix} &= u R \cot \left[(f_t + y_{c(-T)} - y_c - y_{w(-T)} + y_w) (\sin^{1.8}(\phi_i - \phi_{i-1}) - c_1 \sin^{0.8}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. (x_{c(-T)} - x_c - x_{w(-T)} + x_w) (-\sin^{0.8}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos \phi_i + c_1 \sin^{-0.2}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos^2 \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. t_i(i) (\sin^{0.8}(\phi_i - \phi_{i-1}) - c_1 \sin^{-0.2}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos \phi_i) \right] d\phi_i, \\ dF_{iy} &= u R \cot \left[(f_t + y_{c(-T)} - y_c + y_{w(-T)} + y_w) (\sin^{0.8}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos \phi_i + c_1 \sin^{1.8}(\phi_i - \phi_{i-1})) + \right. \\ &\quad \left. (x_{c(-T)} - x_c - x_{w(-T)} + x_w) (-\sin^{-0.2}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos^2 \phi_i - c_1 \sin^{0.8}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos \phi_i) + \right. \\ &\quad \left. t_i(i) (\sin^{-0.2}(\phi_i - \phi_{i-1}) \cos \phi_i + c_1 \sin^{0.8}(\phi_i - \phi_{i-1})) \right] d\phi_i. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

1.2 动态铣削加工过程闭环控制系统

铣削过程的动态铣削力将引起动态切削厚度和刀具-工件系统振动位移的变化, 而这一变化进而又对动态切削力产生影响. 也就是说, 动态位移和动态切削力之间的相互作用可形成一个闭环控制系统, 如图 2 所示. 图中 $H_0(t)$ 与 $H(t)$ 分别表示“静态”切削厚度与“实际”切削厚度, μ 与 T 分别为两次切削波纹间的重叠系数和时间差. $[G_{xx}^c, G_{xy}^c, G_{yy}^c]$ 和 $[G_{xx}^w, G_{xy}^w, G_{yy}^w]$ 分别表示刀具和工件振动系统, 在法线和进给方向上的直接和交叉传递函数模型. 根据图 2 所示闭环控制系统, 经拉氏变换后可以分别得到铣削刀具和工件系统的动态振动位移. 在此, 以铣削刀具动态振动位移为例, 可表示为

$$\begin{Bmatrix} x_c(s) \\ y_c(s) \end{Bmatrix} = (1 - \mu e^{-sT}) \begin{bmatrix} G_{xx}^c(s) & G_{xy}^c(s) \\ G_{xy}^c(s) & G_{yy}^c(s) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} F_x(s) \\ F_y(s) \end{Bmatrix}. \quad (10)$$

在实际加工过程中, 可以认为刀具与主轴装配体在轴向上是刚性的. 因此, 可通过模态分析试验获得刀具与工件系统, 在法线和进给方向上的 l 阶模态及其直接传递函数^[4]. 即

$$G_{xx}^c(s) = \sum_{j=1}^l \frac{c_{xj} s + c_{xj}}{s^2 + 2 \zeta_{xj} \omega_{nj} s + \omega_{nj}^2}, \quad (11)$$

$$G_{yy}^c(s) = \sum_{j=1}^l \frac{c_{yj} s + c_{yj}}{s^2 + 2 \zeta_{yj} \omega_{nj} s + \omega_{nj}^2}. \quad (12)$$

上式 s 为拉普拉斯算子, ζ_j, ω_{nj} 为相关方向上的模型系数, l 为相关方向上测得的模态数, ω_{nj} 和 ζ_j 分别为

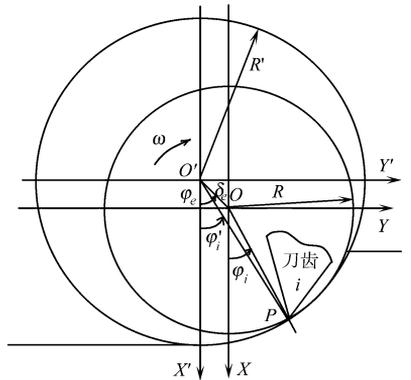


图 1 铣削过程刀具偏心模型

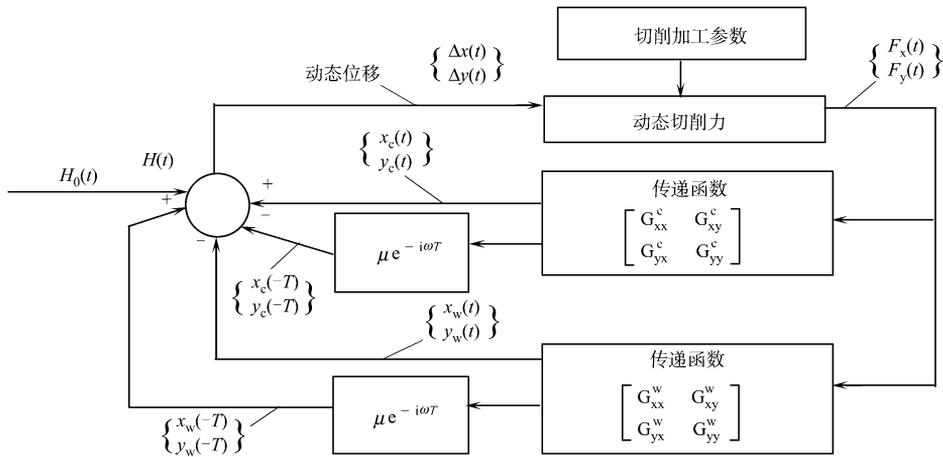


图 2 铣削过程再生振动闭环控制系统

刀具 - 工件振动系统的固有频率与阻尼比. 它们可从各阶模态分析中, 通过求取法线和进给方向的阻尼和刚度参数 C_x, C_y, K_x, K_y 等而求得^[2].

2 实验验证

2.1 铣削加工实验条件

下述铣削动力学实验条件. 铣削加工的工件材料为碳钢 EN8, 刀具材料为高速钢. 刀具的齿数为 3, 螺旋角为 30° , 刀具直径为 20 mm, 径向前刀角为 5° . 每齿进给量为 0.05 mm, 主轴转速为 $1751 \text{ r} \cdot \text{min}^{-1}$, 轴向切深为 4.92 mm, 径向切深为 11 mm. 刀具偏心值为 0.005 mm, 切向力比例系数为 0.24. 铣削方式为带切削液的逆铣加工.

2.2 动态铣削力仿真及其实验验证

根据上述实验条件, 获得动态铣削力实验测量信号和计算机仿真图形, 如图 3 所示. 图中光滑 (虚线) 和粗糙 (实线) 曲线分别表示计算机仿真结果和实验测量信号的拟合结果, 为刀具旋转角. 从图可看出, 计算机仿真模型较准确地预测出铣削加工的最大铣削力幅值, 而且铣削力的动态变化趋势吻合的较好. 在此基础上, 进一步对动态铣削力实验测量信号, 及仿真结果的频域特性作对比分析, 如图 4 所

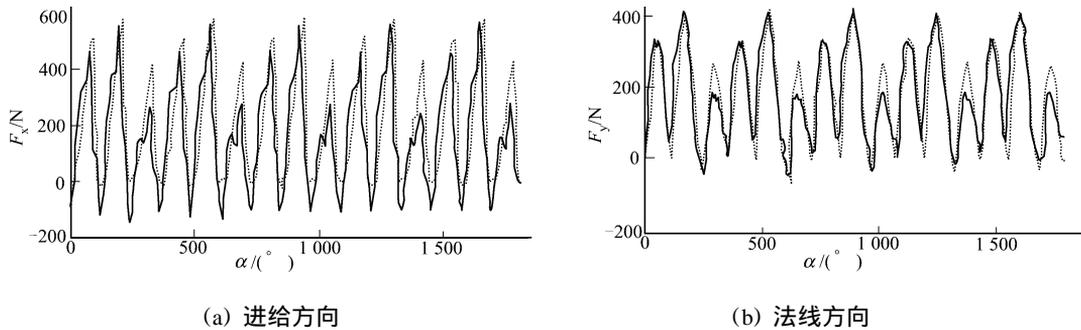


图 3 动态铣削力仿真结果和实验测量信号拟合图

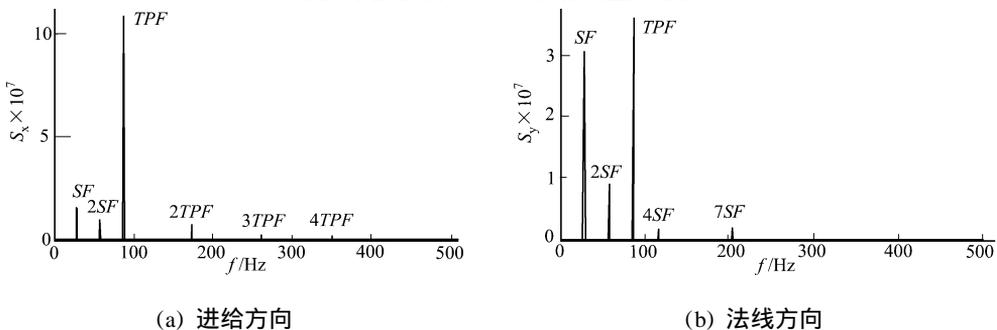


图 4 实验测量铣削力信号功率谱密度图形

示.由实验条件可知,刀具齿频 $TPF = (n \cdot m) / 60 = 87.55 \text{ Hz} (549.8 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1})$, 主轴振动频率为 $29.2 \text{ Hz} (183.4 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1})$. 对比图 4 和图 5 可以看出, 计算机仿真与实验测量的铣削力, 在幅值大小以及频谱分析的结果均吻合的较好. 其谱峰值均出现在刀具齿频的整数倍上, 即 $TPF, 2TPF$ 和 $3TPF$, 并在

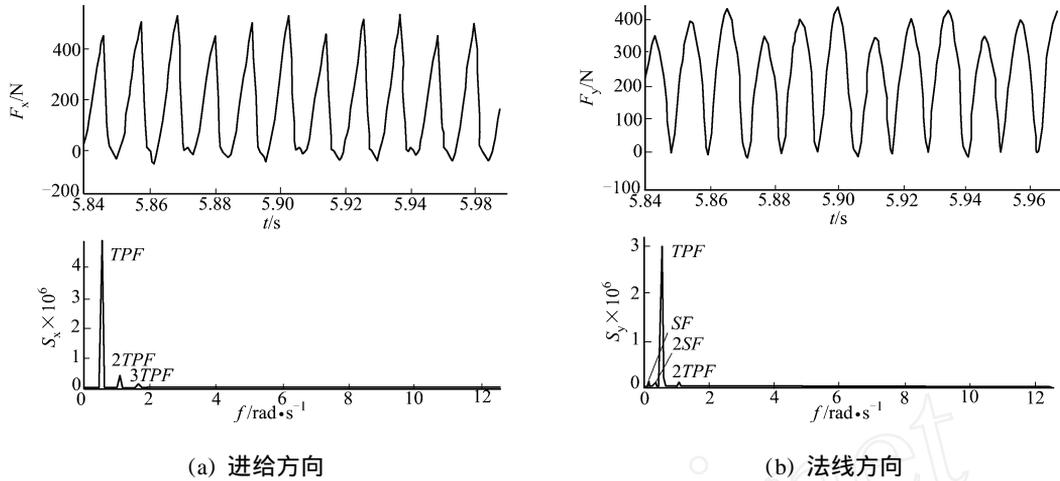


图 5 计算机仿真生成的铣削力及其功率谱密度图形

主轴振频整数倍处出现少量谱峰. 从而, 可以确定建立的计算机仿真模型, 能够很好地用于实际铣削过程铣削力的预测与分析, 且具有较好的预测精度.

3 结束语

(1) 本文综合考虑再生振动效应和刀具偏心模型的影响, 对动态铣削力数学模型提出改进算法, 使其实用性和预测精度得到进一步提高. (2) 对比铣削加工实验和计算机仿真模型的铣削力信号及其频谱分析结果, 可以验证改进的铣削力数学模型和相应的计算机仿真模型具有较好预测能力. 它为今后深入研究铣削振动的预估和铣削加工参数的优化, 提供了可靠的理论依据.

参 考 文 献

- 1 李沪曾, Spur G, 郭大洋. 机床振动学研究的历史回顾与展望[J]. 同济大学学报(自然科学版), 1994, 22(3): 378 ~ 384
- 2 陈 勇, 刘雄伟. 在 Matlab/Simulink 环境下的动态铣削力仿真[J]. 华侨大学学报(自然科学版), 2003, 4(2): 168 ~ 173
- 3 黄 田, 弓占勇, 张大卫等. 考虑几何偏心的螺旋铣刀铣削力建模方法[J]. 天津大学学报(自然科学版), 1995, 28(2): 155 ~ 162
- 4 Altintas Y 著. 数控技术与制造自动化[M]. 罗学科译. 北京: 化学工业出版社, 2002. 65 ~ 69

Modeling and Simulation of an Improved Nonlinear Milling Force

Chen Yong Liu Xiongwei Yu Tiejue

(College of Mechanical Engineering and Automation, Huaqiao University, 362021, Quanzhou, China)

Abstract For the nonlinear peripheral milling force, a mathematical model is improved and established with higher predicted precision. Moreover, a closed-loop control system is established for simulating milling process. In which the influence of regenerative chatter and cutter deflection model on dynamic milling process is considered comprehensively. The effectiveness and estimating capability of the proposed model are demonstrated by comparing experimental data derived from cutting tests with the results of computer simulation.

Keywords regenerative chatter, cutter deflection, milling force, computer simulation