

文章编号 1000-5013(2003)02-0168-06

在 Matlab/Simulink 环境下的 动态铣削力仿真

陈 勇 刘雄伟

(华侨大学机电及自动化学院, 福建 泉州 362011)

摘要 以圆周铣削颤振理论为基础, 考虑瞬态切屑厚度及刀具有效前角对动态铣削力的影响, 建立一种更准确且更实用的圆周铣削过程的动力学模型. 运用数字仿真技术, 在 Matlab/Simulink 环境下建立铣削力系统的计算机仿真模型; 利用已有的试验数据, 对动态铣削力模型进行了仿真研究. 仿真结果表明, 该模型的有效性和合理性, 能够正确反映铣削力与各种切削参数之间的关系以及刀具的振动状态.

关键词 圆周铣削, 铣削力, 铣削建模, 数字仿真, Simulink

中图分类号 TG 540.235 TP 391.9

文献标识码 A

铣削力的研究对于研究金属切削机理具有重要意义, 它能给刀具设计、机床设计、刀具磨损等提供重要的参考价值. 近几十年来, 科技人员在理论分析和经验探索的基础上进行了广泛的研究. 铣削具有多刃断续切削、半封闭式加工和变加工厚度等特点, 而且动态铣削过程是机床结构与切削过程相互耦合的过程. 因此, 铣削加工过程机理复杂, 比较容易产生振动现象^[1]. 本文以圆周铣削过程为研究对象, 并考虑铣削振动的再生效应. 在前人动力学研究的基础上, 分析了瞬态切屑厚度及刀具有效前角对动态铣削力的影响. 建立起更加完善且应用更加广泛的 2 自由度的周铣动态铣削过程的动力学模型, 并运用数字仿真技术, 对动态铣削力进行了仿真研究. 进而为消除和避免颤振, 保证加工质量和加工效率, 延长刀具使用寿命, 提供了比较可靠的依据.

1 圆周铣削加工的动态切削力模型

1.1 瞬时动态铣削力基本模型

圆周铣削加工的几何关系, 如图 1 所示. 在此不考虑铣刀渐进磨损过程, 瞬时动态铣削力可分解为瞬时圆周铣削力 dF_{ti} (切向力) 和瞬时垂直切削力 dF_{ri} (径向力). 它们可表示为^[2]

$$dF_{ti}(\varphi) = K_{sti}(\varphi) R \cot \beta d\varphi \quad (1)$$

$$dF_{ri}(\varphi) = c dF_{ti}(\varphi) \quad (2)$$

在式 (1), (2) 中, K_s 为切向铣削力系数, $t_i(\varphi)$ 为瞬时切削厚度(它是时间的函数), R 为刀具半径, β 为刀具螺旋角, c 为切削力切向与径向的比例系数, φ 为第 i 个刀齿上一个切削点的齿位角. 可计算为

$$\varphi = \varphi_0 + \theta + (i - 1) \frac{2\pi}{m},$$

$$1 \leq i \leq m, \quad 0 \leq \varphi \leq \Psi,$$

其中 φ_0 为螺旋滞后角, θ 为刀具在 dt 时间转过的角度, m 为刀具齿数, Ψ 为刀具切入角. 可计算当轴向切削深度为 b_a 时, 有 $\Psi = \frac{b_a \tan \beta}{R}$. 考虑到瞬时切屑厚度及刀具有效前角对动态铣削力的影响, 即

$$K_s = u_0 \left(1 - \frac{\alpha - \alpha_0}{100} \right) \left(\frac{t_0}{t_i(\varphi)} \right)^{0.2}, \tag{3}$$

式中 u_0 为稳态切向力系数(可通过切削实验得出), t_0 为初始切削厚度, α_0 为刀具初始有效前角, α 为刀具有效前角, 可表示为 $\sin \alpha = \sin^2 \beta + \cos^2 \beta \sin \alpha_0$. 式中的 α_0 为刀齿法向前角, 可计算为 $\tan \alpha_0 = \tan \alpha \cos \beta$, α 为刀齿径向前角. 周铣加工有不同的加工方式, 如图 2 所示. 考虑到刀

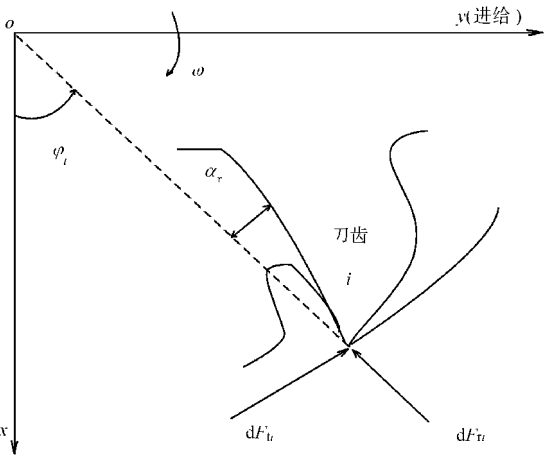
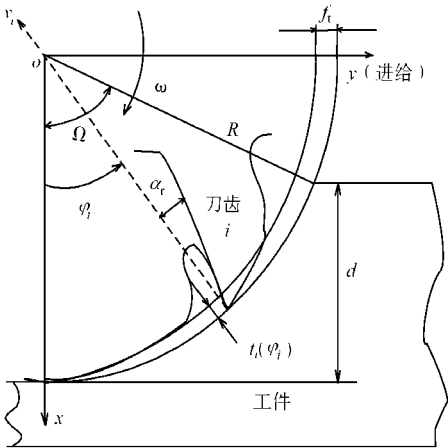
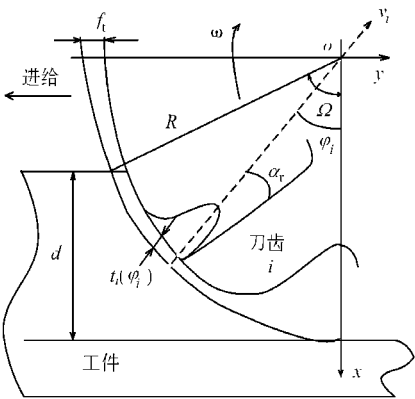


图 1 圆周铣削加工几何关系图



(a) 顺铣



(b) 逆铣

图 2 圆周铣削加工的不同方式

具与工件之间由于切削厚度变化引起的再生效应, 瞬时切削厚度 $t_i(\varphi)$ 可计算成两情形. (1) 顺铣时, 如图 2a 并有式 (4). (2) 逆铣时, 如图 2b 并有式 (5).

$$t_i(\varphi) = \begin{cases} f_t \sin(\varphi) + (v_i(-\tau) - v_i) & \text{当 } 0 \leq \varphi \leq \Omega \\ 0 & \text{其它,} \end{cases} \tag{4}$$

$$t_i(\varphi) = \begin{cases} f_t \sin(-\varphi) + (v_i(-\tau) - v_i) & \text{当 } -\Omega \leq \varphi \leq 0, \\ 0 & \text{其它} \end{cases} \tag{5}$$

在式(4), (5) 中, $V_{i(-\tau)}$ 为相邻前一刀齿经过该位置时的动态位移, Ω 为刀具径向切入角, 可表示为

$$\Omega = \arccos(1 - \frac{d}{R}).$$

如图 1 所示, 将瞬时圆周铣削力和垂直切削力在 x 和 y 方向上的分力合并, 可得

$$\left. \begin{aligned} dF_{ix} &= -K_{sti}(\varphi) R \cot \beta (\sin \varphi + c \cos \varphi) d\varphi \\ dF_{iy} &= K_{sti}(\varphi) R \cot \beta (\cos \varphi - c \sin \varphi) d\varphi \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

假设刀具振动幅值远远小于切削厚度, 并令 $u = u_0(1 - \frac{\alpha - \alpha_0}{100})(\frac{t_0}{f_1})^{0.2}$, 方程(3) 则变为: (1) 顺铣时有式(7); (2) 逆铣时有式(8).

$$K_s \quad u (\sin \varphi)^{-0.2}, \quad 0 \quad \varphi \quad \Omega, \quad (7)$$

$$K_s \quad u [\sin(-\varphi)]^{-0.2}, \quad -\Omega \quad \varphi \quad 0. \quad (8)$$

进一步代入方程(4), (7), 则在顺铣加工时, 方程(6) 变为

$$\left\{ \begin{aligned} dF_{ix} &= -u R \cot \beta [(f_1 + y - y(-\tau)) (\sin^{1.8} \varphi + c \sin^{0.8} \varphi \cos \varphi) + \\ &\quad (x - x(-\tau)) (\sin^{0.8} \varphi \cos \varphi + c \sin^{-0.2} \varphi \cos^2 \varphi)] d\varphi, \\ dF_{iy} &= u R \cot \beta [(f_1 + y - y(-\tau)) (\sin^{0.8} \varphi \cos \varphi - c \sin^{1.8} \varphi) + \\ &\quad (x - x(-\tau)) (\sin^{-0.2} \varphi \cos^2 \varphi - c \sin^{1.8} \varphi)] d\varphi. \end{aligned} \right.$$

$$\varphi = \varphi - \omega + (i-1) \frac{2\pi}{m}, \quad 0 \quad \varphi \quad \Omega \quad (9)$$

同理, 代入方程(5), (8), 则在逆铣加工时, 方程(6) 变为

$$\left\{ \begin{aligned} dF_{ix} &= u R \cot \beta [(f_1 + y(-\tau) - y) (\sin^{1.8}(-\varphi) - c \sin^{0.8}(-\varphi) \cos \varphi) + \\ &\quad (x(-\tau) - x) (-\sin^{0.8}(-\varphi) \cos \varphi + c \sin^{-0.2}(-\varphi) \cos^2 \varphi)] d\varphi, \\ dF_{iy} &= u R \cot \beta [(f_1 + y(-\tau) - y) (\sin^{0.8}(-\varphi) \cos \varphi + c \sin^{1.8}(-\varphi)) + \\ &\quad (x(-\tau) - x) (-\sin^{-0.2}(-\varphi) \cos^2 \varphi - c \sin^{0.8}(-\varphi) \cos \varphi)] d\varphi. \end{aligned} \right.$$

$$\varphi = \varphi - \omega + (i-1) \frac{2\pi}{m}, \quad -\Omega \quad \varphi \quad 0. \quad (10)$$

对方程(9), (10) 进一步积分, 可得到顺铣和逆铣加工时每个切削刃的总切削力为

$$F_{ix} = \int_{\varphi}^{\varphi_c} dF_{ix} d\varphi, \quad F_{iy} = \int_{\varphi}^{\varphi_c} dF_{iy} d\varphi,$$

式中 φ 和 φ_c 为切削刃的起始滞后角和终止滞后角, 可计算成以下两种. (1) 顺铣加工时, 0

$\varphi \leq \Omega$, 且 $0 \leq \varphi \leq \Psi$, $\varphi = \varphi - \omega + (i-1) \frac{2\pi}{m}$, 则有

$$\varphi = \max(0, -\omega + (i-1) \frac{2\pi}{m}),$$

$$\varphi_c = \min(\Omega, \Psi - \omega + (i-1) \frac{2\pi}{m}).$$

(2) 逆铣加工时, 令 $\zeta = -\varphi$, 可得 $0 \leq \zeta \leq \Omega$ 则有

$$\zeta = \max(0, -\Psi + (i-1) \frac{2\pi}{m}), \quad \zeta_c = \min(\Omega, \omega - (i-1) \frac{2\pi}{m}).$$

将 m 个切削刃的切削力累积后, 可得整个刀具所受的总切削力为

$$F_x(t) = \sum_{i=1}^m F_{ix}, \quad F_y(t) = \sum_{i=1}^m F_{iy}.$$

1.2 铣削加工动力学模型

通过激振试验表明, 在铣床切削部位 x 和 y 坐标方向测得的相对动柔度曲线中, 主轴振型最突出, 其它振型均较小. 因此, 可以用相互垂直的两个自由度的弹性阻尼系统来构成基本的铣削动力学模型. 如图 3 所示, 系统参数可取为在 x 和 y 方向上与固有频率相接近的主轴振型的模态参数^[1]. 对于一般加工过程, 数学模型可以表达为

$$\begin{cases} F_x(t) = m_x \ddot{x}(t) + c_x \dot{x}(t) + k_x x(t), \\ F_y(t) = m_y \ddot{y}(t) + c_y \dot{y}(t) + k_y y(t), \end{cases} \quad (11)$$

式中 $x(t)$, $y(t)$, $\ddot{x}(t)$, $\ddot{y}(t)$, $\dot{x}(t)$, $\dot{y}(t)$ 分别为系统在 x , y 方向上的刀具振动位移、振动加速度和振动速度; m_x , m_y , c_x , c_y , k_x , k_y 分别为系统在 x , y 方向上的模态质量、模态阻尼和模态刚度. 对方程 (11) 进行拉氏变换后, 传递函数在频域范围内可以表达为

$$G_{xx}(s) = \frac{x(s)}{F_x(s)} = \frac{\omega_{xx}^2}{k_x(s^2 + 2\zeta\omega_{xx}s + \omega_{xx}^2)},$$

$$G_{yy}(s) = \frac{y(s)}{F_y(s)} = \frac{\omega_{yy}^2}{k_y(s^2 + 2\zeta\omega_{yy}s + \omega_{yy}^2)},$$

其中 s 为拉氏变换因子, ω_h 和 ζ 分别为系统的固有频率与阻尼比, 可表示为

$$\omega_{xx} = \sqrt{k_x / m_x}, \quad \zeta = 0.5c_x / \sqrt{k_x m_x}, \quad \omega_{yy} = \sqrt{k_y / m_y}, \quad \zeta = 0.5c_y / \sqrt{k_y m_y}.$$

1.3 动力学仿真算法

可以看出式 (11) 均是二阶常系数非齐次线性微分方程, 用一般的数值方法来求解是不可能的. 过去人们常常使用离散递推法, 但由于求解过程中产生的误差随着仿真步数的增多而逐步累积, 以致于产生失真. 在此, 系统可运用数字仿真技术, 在 Matlab/simulink 环境下建立动态铣削力系统的仿真模型, 并利用数值积分法求解得到模型给定步长的数值解.

2 仿真实验与试验验证

通过给定已知的铣削参数, 可以利用该仿真模型计算并生成动态铣削力图形及其功率谱密度 (o) 分析图, 如图 4, 5 所示. 为了验证该动态铣削力公式及其计算机仿真模型的有效性和正确性, 可充分对比仿真模型的计算结果与试验获取的实测铣削力数据. 下面我们给出现有的实验条件^[1]: 工件材料为 7075-T6 铝合金; 刀具材料为高速钢; 刀具螺旋槽数 $m=4$; 刀具螺旋角 $\beta=30^\circ$; 刀具直径为 ≈ 25.4 mm; 刀具径向前刀角 $\alpha=5^\circ$; 每齿进给量为 0.1 mm; 主轴转速为 $2\,400 \text{ r} \cdot \text{min}^{-1}$, 轴向切深为 4 mm, 径向切深为 12.7 mm, 铣削方式为逆铣.

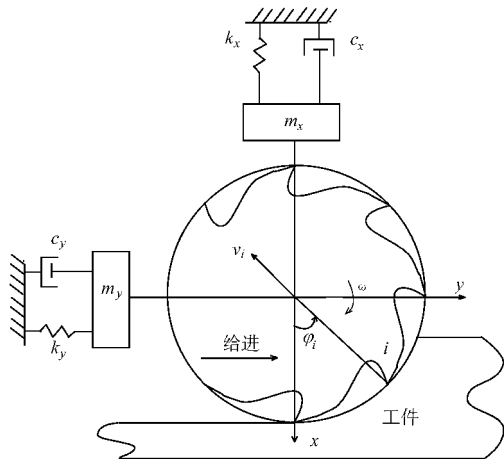


图 3 铣削系统动力学模型

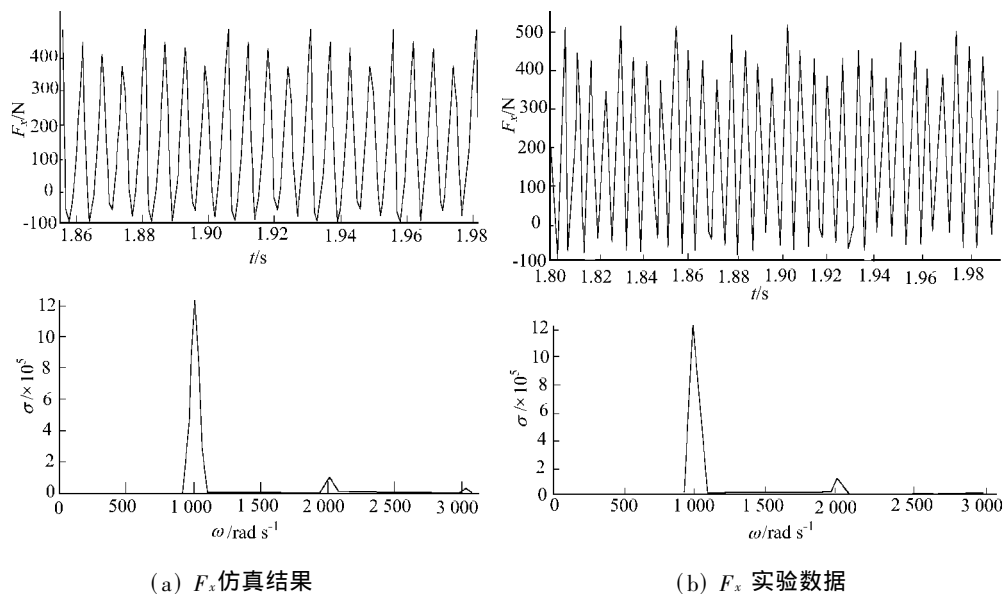


图4 动态铣削力在 x 方向上分力的仿真结果和实验数据及其功率谱密度图

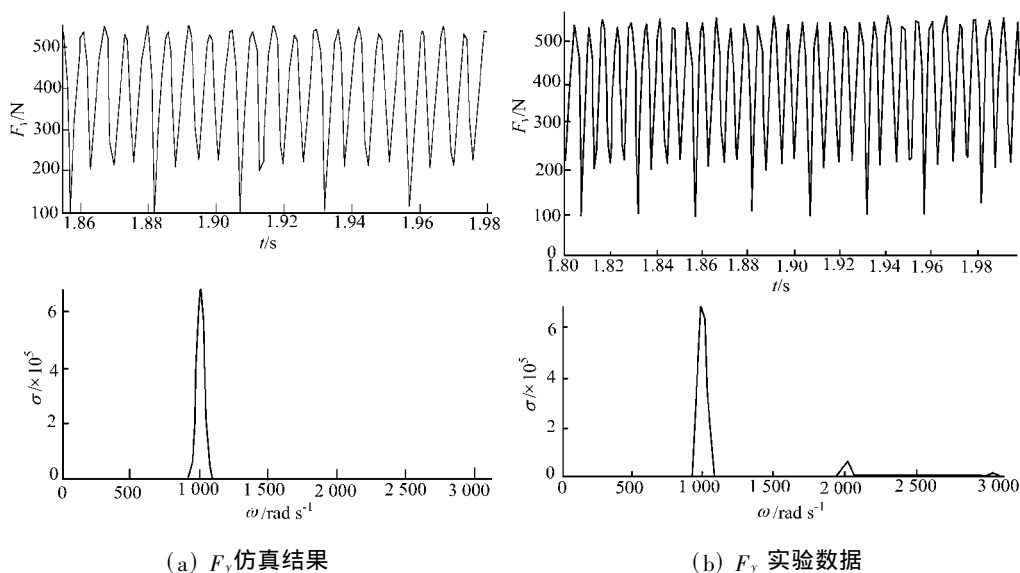


图5 动态铣削力在 y 方向上分力的仿真结果和实验数据及其功率谱密度图

态参数及铣削力系数^[6]. 其中模态质量 $m_x = m_y = 110 \text{ g}$; 模态刚度为 $k_x = 7.7 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1}$, $k_y = 8.1 \times 10^6 \text{ N} \cdot \text{m}^{-1}$; 阻尼系数 $\zeta_x = \zeta_y = 0.019$; 固有频率 $\omega_{nx} = 264.58 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$, $\omega_{ny} = 271.36 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$; 稳态切向铣削力系数 $u_0 = 1.45 \times 10^9 \text{ J} \cdot \text{m}^{-3}$; 铣削力系数 $c = 0.7$.

将上述铣削参数输入建立的动力学计算机仿真模型进行仿真, 仿真步长取为 0.001 s . 对仿真结果的数据进行功率谱密度分析, 得出动态铣削力在 x, y 方向上的分力及其功率谱密度分析结果, 如图 4(a), 5(a) 所示. 对比实测铣削力数据^[6](图 4b, 5b), 可以看出两者的结果吻合的很好. 这表明该动力学计算机仿真模型是准确和有效的. 根据其功率谱密度分析图, 可进一步得出刀具的铣削振动频率为 160 Hz ($1005 \text{ rad} \cdot \text{s}^{-1}$). 从而, 可以通过更深入的分析主轴转

动的主振型模态, 分析机床-刀具系统的振动状态.

3 结束语

(1) 本文建立的动态铣削力模型能很好地反映出铣削力与切削参数之间的关系. 它结合瞬态切屑厚度及有效前角作为参数, 对动态铣削力模型作进一步改进, 使其计算结果更趋于实用化, 精度得到进一步提高. (2) 在 Matlab/simulink 环境下建立动态铣削动力学系统的计算机仿真模型, 并利用数值积分法求解得到模型给定步长的数值解, 其结果与实测结果数据基本一致. 它进一步证实了该模型的合理性与有效性. (3) 在(1), (2)的基础上, 利用该模型可以进行更深入的仿真实验. 通过改变不同的切削参数, 包括主轴转速、切削深度与宽度、切削用量等, 以观察动态切削力及动态振动位移. 它为获取切削条件对动态铣削稳定性的影响, 打了一个很好的基础和研究平台.

参 考 文 献

- 1 刘晓胜, 吴乐男. 基于电流信号的铣削颤振识别技术研究[J]. 机械工程学报, 2000, 36(4): 25 ~ 29
- 2 Liu Xiongwei, Cheng Kai. Prediction of cutting force distribution and its influence on dimensional accuracy in peripheral milling[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2002, 42: 791 ~ 800
- 3 Montgomery D, Altintas Y. Mechanism of cutting force and surface generation in dynamic milling[J]. ASME Trans. J. Eng. Ind., 1991, 113(2): 160 ~ 168

A Dynamic Simulation of Milling Force in Matlab/ Simulink Environment

Chen Yong Liu Xiongwei

(College of Electromech. Eng. & Auto., Huaqiao Univ., 362011, Quanzhou, China)

Abstract Based on chattering theory of peripheral milling, a dynamic model was established for simulating process of peripheral milling. To make it more accurate and practical, the influence of instantaneous chip thickness and effective rake angle on dynamic milling force was taken into consideration. A computer simulation model of milling force was established in Matlab/ Simulink environment by applying digital simulation technique and simulation study was made on the dynamic model of milling force by applying experimental data now available. As indicated by results of simulation, the relation between milling force and various cutting parameters as well as the vibration state of cutting tool can be correctly reflected by effectiveness and reasonableness of this model.

Keywords peripheral milling, milling force, milling modeling, digital simulation, Simulink