论文

基于切削力预测模型的复杂曲面铣削进给速度优化

付中涛, 杨文玉*, 张彦辉, 蔡潘

华中科技大学机械科学与工程学院数字制造装备与技术国家重点实验室, 武汉 430074

* E-mail: mewyang@hust.edu.cn

收稿日期: 2016-03-21; 接受日期: 2016-04-21; 网络出版日期: 2016-06-21

国家重点基础研究发展计划(编号: 2014CB046704)和国家科技支撑计划(编号: 2014BAB13B01)资助项目

摘要 针对复杂曲面恒定进给速度带来加工效率低下及表面质量差的情况, 提出了基于切削力预测模型的铣削进给速度优化方法. 首先, 通过对刀位轨迹、曲面与刀具几何、刀/工切削接触区及动态切削厚度的分析计算, 建立了多轴加工复杂曲面的切削力预测模型, 从而得到了进给速度与切削力之间的映射关系. 然后将给定的参考切削力与每个刀位点处的最大切削力之差的绝对值作为优化目标函数, 通过 Newton-Raphson 迭代算法来调整原刀位点文件中的进给速度, 以确保切削力的恒定以及机床系统的运行平稳. 最后, 以模型桨叶为对象, 开展了相应的加工实验. 实验结果表明: 提出的优化方法使桨叶精加工的时间缩短了 25% 以上, 表面残余应力和显微硬度得到增加, 这对提高桨叶曲面的加工效率与改善加工表面质量具有明显的效果, 从而验证了所提出的进给速度优化方法的有效性.

关键词 进给速度优化, 切削力模型, 复杂曲面, 加工效率, 加工表面质量

1 引言

在复杂曲面(如螺旋桨桨叶、航空叶片、模具等)的数控加工中, 为了提高零件的加工效率和改善加工表面质量, 通常采用多轴加工技术以及在此基础上进行切削参数优化^[1]. 通常为了防止机床系统的过载与振动、刀具磨损及零件加工表面误差过大等情况的发生, 操作人员往往通过经验或者手册选择保守的切削参数, 严重制约了加工效率和零件加工质量. 为了克服这些问题, 国内外学者相继提出了很

多切削参数优化的方法, 而其中对进给速度的优化进行了较为深入的研究.

进给速度优化分为在线自适应控制技术与离线优化技术^[2]. 在线自适应控制技术需要比较完善的硬件和软件系统, 且技术尚不成熟及成本较高, 实际应用局限性大. 而离线优化技术因其独特的优势而受到日益关注. 对于离线优化技术, 其优化方法通常可以分为两大类, 即基于恒定材料去除率模型和恒定切削力模型.

现有的很多商用 CAM 软件, 如 UG, Vericut,

引用格式: 付中涛, 杨文玉, 张彦辉, 等. 基于切削力预测模型的复杂曲面铣削进给速度优化. 中国科学: 技术科学, 2016, 46: 722–730

Fu Z T, Yang W Y, Zhang Y H, et al. Feedrate optimization of complex surface milling based on predictive model of cutting force (in Chinese). Sci Sin Tech, 2016, 46: 722–730, doi: 10.1360/N092016-00107

Cimatron 等都已集成了恒定材料去除率模型的进给速度优化模块^[2]. 然而, 它只考虑了切削过程的几何体积变化, 而没有考虑重要物理量的改变. 恒定切削力模型是通过切削力预测模型计算刀具在每个刀位点的最大切削力, 并调整进给速度使其接近机床系统的额定载荷或人为设定值. Spence 和 Altintas^[3]基于实体 CSG 建模的加工过程实体仿真技术, 对 2.5 轴铣削加工中的进给速度进行了优化. Erdim 等人^[4]和 Guzel 等人^[5]提出了一种基于加工过程的进给速度优化方法, 从而保持了加工过程中切削力的恒定. Ko 等人^[6]针对平底立铣刀的铣削过程提出了基于机械切削力模型的离线进给速度优化方法, 采用虚拟加工技术对进给速度进行了优化, 进而保证了优化方法在实际应用中的可行性. Fussel 等人^[7], Zhang 等人^[8]和任斐等人^[9]基于所建立的多轴切削力模型, 采用适当的进给速度优化策略, 在相应的约束条件下控制加工过程中切削力的变化, 从而达到进给速度优化的目的. 然而, 以上研究工作的切削力模型都是基于机械标定的方法获取的, 优化过程比较繁琐, 不能有效地用于实际加工中.

因此, 本文在以前对加工过程中切削机理深入研究的基础上^[10,11], 建立了基于可预测切削理论的切削力解析模型, 并提出了基于切削力模型的复杂曲面进给速度优化方法. 通过采用相应的优化策略, 在计算刀位点轨迹、生成 NC 代码的过程中实现进给速度优化, 从而保持了加工过程中切削力的恒定. 通过模型桨桨叶为加工实例对优化效果进行了验证, 从而为其他复杂曲面的铣削提供一定的理论指导.

2 多轴加工切削力模型

2.1 刀位点轨迹和工件表面几何的表达

为了便于描述复杂曲面的加工过程, 引入工件坐标系 $\{O_w-X_wY_wZ_w\}$ 与刀具坐标系 $\{O_c-X_cY_cZ_c\}$. 图 1 表示了铣削刀位点轨迹, 其刀路(CL)文件包含了一系列的刀位点, 每个刀位点由刀具底部中心位置 $O_{c,i}$ 和刀轴矢量 $\mathbf{n}_i$ (刀轴的单位向量) 及设定的进给速度组成. 进给速度 $V_{f,i}$ 的方向定义为刀具底部中心处刀路的切线方向, 而每段刀具的运动为从刀位点 $i(O_{c,i}, \mathbf{n}_i)$ 到刀位点 $i+1(O_{c,i+1}, \mathbf{n}_{i+1})$. 设每个刀位点

图 1 (网络版彩图) 铣削刀路的表达

对应的时间可表示为 $[t_i, \dots, t_i, t_{i+1}, \dots, t_m]$, 对于任一切削时刻 $t \in [t_i, t_{i+1}]$, 其刀具底部中心位置和姿态可以通过线性插值方法获取:

$$O_c(t) = O_{c,i} + \frac{t-t_i}{t_{i+1}-t_i}(O_{c,i+1}-O_{c,i}), \quad (1)$$

$$\mathbf{n}(t) = \text{Norm} \left[\mathbf{n}_i + \frac{t-t_i}{t_{i+1}-t_i}(\mathbf{n}_{i+1}-\mathbf{n}_i) \right]. \quad (2)$$

针对工件几何的表达, 可采用 Z-map 方法^[12]将其加工表面离散为一系列点向量. 假设对于给定的位置 (x_w, y_w) , 工件加工表面有唯一的 z_w 值, 且加工表面点在 X_w-Y_w 平面内的投影具有统一的网格空间. 而网格间隔的选择往往依赖于加工表面的曲率与精度. 而对于位于网格中任一点的高度可近似由相邻 4 个网格点的插值获取.

2.2 铣刀几何模型的建立

铣刀的几何模型如图 2 所示, 刀具的包络面由一个半径 R 的圆环面和直径 D 的圆柱面组成, 而球头铣刀可视为其一种形式 ($R_r = 0$), 其表达式为

$$\left(\sqrt{x_c^2 + y_c^2} - R_r \right)^2 + (R - z_c)^2 = R^2, \quad 0 \leq z_c \leq R, \quad (3)$$

$$x_c^2 + y_c^2 = R^2, \quad z_c \geq R.$$

刀具包络面在 X_c-Y_c 平面上的投影半径为

$$r(z_c) = \begin{cases} D/2 - R + \sqrt{R^2 - (R - z_c)^2}, & 0 \leq z_c < R; \\ D/2, & z_c \geq R. \end{cases} \quad (4)$$

对于恒导程的铣刀, 其局部螺旋角 $i(z_c)$ 可以表示为

$$i(z_c) = \begin{cases} \tan^{-1} \left[\frac{(r(z_c) - R_r)}{R} \tan(i_0) \right], & 0 \leq z_c < R; \\ i_0, & z_c \geq R, \end{cases} \quad (5)$$

式中, i_0 为切削刃在圆柱部分的螺旋角. 滞后角 $\psi(z_c)$ 和轴向位置角 $\kappa(z_c)$ 分别表示为

图2 (网络版彩图)铣刀的几何模型

$$\psi(z_c) = \begin{cases} \frac{z_c}{R} \tan i_0, & 0 \leq z_c < R, \\ \frac{2z_c}{D} \tan i_0, & z_c \geq R, \end{cases} \quad (6)$$

$$\kappa(z_c) = \begin{cases} \cos^{-1}\left(\frac{R-z_c}{R}\right), & 0 \leq z_c < R, \\ \pi/2, & z_c \geq R. \end{cases} \quad (7)$$

在确定切削刃几何后, 对于切削刃 j 在高度 z_c 处的 P 点, 其径向位置角 ϕ (从 $+Y_c$ 轴的逆时针方向测量) 为

$$\phi_j(z_c, \theta) = \theta + (j-1) \frac{2\pi}{N_t} + \psi(z_c), \quad (8)$$

式中, N_t 为切削刃数目. 切削刃上 P 点的局部坐标为

$$\begin{aligned} x_c(P) &= r(z_c) \cdot \sin \phi(z_c, \phi), \\ y_c(P) &= r(z_c) \cdot \cos \phi(z_c, \phi). \end{aligned} \quad (9)$$

为了便于后续的分析计算, P 点的位置需要从刀具坐标系转换到全局工件坐标系中, 其坐标变换关系为

$$P(x_w, y_w, z_w) = P(x_c, y_c, z_c) T_{\text{rot}}(\Omega) T_{\text{tran}}(OO_c), \quad (10)$$

其中 Ω 表示为 OZ 与 O_cZ_c 之间的夹角 (图 1), $T_{\text{rot}}(\Omega)$ 和 $T_{\text{tran}}(OO_c)$ 分别表示对应的旋转与平移变换

矩阵.

2.3 刀具与工件切削接触区的计算

对于复杂曲面的加工来说, 建立刀具与工件接触区的模型是计算切削力的关键. 图 3 表示了铣刀切削刃与工件的接触模型以及前一切削刃的包络面. 对于当前刀位点, 首先要确定刀具在 Z_c 方向上的轴向切深, 进而判断切削刃与工件是否接触. 为了确定轴向切深, 刀具的包络面需投影到工件网格表面 X_w-Y_w , 对于位于每个网格的点, 其在工件坐标系中的 z_w 值由 (10) 式转化为在刀具坐标系中的 z_c 值. 轴向切深可由工件表面点 S_{max} 表示, 其在投影的 X_w-Y_w 平面上有最大的转换值 z_c .

在确定轴向切深后, 对于切削刃上的点 P , 即 $z_c(P) \leq z_c(S_{\text{max}})$, 可通过以下两个条件判断点 P 是否与工件材料参与接触.

1) 点 P 必须位于工件表面上或以下. 点 P 投影到工件 X_w-Y_w 网格面上, 令 $\Delta x, \Delta y$ 分别为 S 与 $S_{q,r}$ 之间在 X_w 与 Y_w 方向的坐标差分, $S_{q,r}$ 为包含点 P 网格的左下点, 点 S 的 z_w 值可由 Lagrange 插值获取. 若 $z_w(P) \leq z_w(S)$, 则点 P 位于工件表面上或以下.

2) 点 P 必须位于前一个切削刃形成的包络面之外, 因为此处的区域已被前一个刀齿切除, 工件没有区域参与接触. 点 P 转化到刀具坐标系下为 $P(x'_c, y'_c, z'_c)$, 其与圆环中心的距离为 $|PC'| =$

图3 (网络版彩图)刀具与工件接触区模型

$\sqrt{(\sqrt{x_c'^2 + y_c'^2} - R_r)^2 + (R - z_c')^2}$ (图 3), 若 $|PC'| \leq R$ 且 $z_c' < R$, 则点 P 位于前一个切削刃的包络面上或内.

2.4 动态切削厚度的计算

动态切削厚度是在铣削过程中切削刃上瞬时法向的材料去除厚度. 切削刃上某一点 $P(\phi, z_c)$ 的切削厚度依赖于该点的径向位置角 ϕ 和轴向位置 z_c . 如图 4 所示, 实线为当前刀位点 (CL_i), 虚线表示前一个刀位点 (CL_{i-1}), 两者相差一个每齿进给量. 因此, 点 $P(\phi, z_c)$ 处的动态切削厚度 ct 可以表示为

$$ct = |P(\phi, z_c) - P'(\phi, z_c)| = t \cdot u, \quad (11)$$

式中, $P'(\phi, z_c)$ 为直线 CP 与前一个刀位点包络面的交点; u 为刀具上该点处包络面指向外侧的单位法向量; $t = f_i f$ 为刀具进给向量, f_i 为铣刀每齿进给量, f 为进给方向的单位向量.

2.5 切削力的计算

在切削力的计算中, 采用文献[11]的切削力解析预测模型来计算微元 j 的切削力 ($dF_{ij}, dF_{rj}, dF_{aj}$), 而涉及的参数, 如切削厚度、剪切流动应力、摩擦系数及剪切角的计算可分别由(11)式及文献[11]中相对应的方程获得. 然后将微元所受到的切削力转换到工件坐标系的表达式为

$$\begin{bmatrix} dF_{xj}[\phi_j(z_c)] \\ dF_{yj}[\phi_j(z_c)] \\ dF_{zj}[\phi_j(z_c)] \end{bmatrix} = T \begin{bmatrix} dF_{ij}[\phi_j(z_c)] \\ dF_{rj}[\phi_j(z_c)] \\ dF_{aj}[\phi_j(z_c)] \end{bmatrix}, \quad (12)$$

图 4 (网络版彩图)动态切削厚度的计算

其中

$$T = \begin{bmatrix} -\cos \phi_j & -\sin \phi_j \sin \kappa & -\sin \phi_j \cos \kappa \\ \sin \phi_j & -\cos \phi_j \sin \kappa & -\cos \phi_j \cos \kappa \\ 0 & \cos \kappa & -\sin \kappa \end{bmatrix}. \quad (13)$$

将微元的切削力积分可得单个切削刃上的切削力, 然后根据刀具与工件切削接触区模型来确定实际参与切削的高度, 将其切削刃上的切削力叠加得到总切削力值:

$$\begin{aligned} F_x(\phi) &= \sum_{j=1}^{N_i} dF_{xj}[\phi_j(z_c)], F_y(\phi) = \sum_{j=1}^{N_i} dF_{yj}[\phi_j(z_c)], \\ F_z(\phi) &= \sum_{j=1}^{N_i} dF_{zj}[\phi_j(z_c)]. \end{aligned} \quad (14)$$

3 进给速度优化策略

在复杂曲面的加工中, 需要经过粗加工、半精加工和精加工等工序, 且对每个工序有不同的加工优化目标和约束条件. 针对粗加工和半精加工而言, 主要是采用较大的进给速度来提高加工效率, 但是较大的进给速度将会产生过高的切削力, 引起机床振动、刀具磨损与变形等不良现象. 而对于精加工, 加工表面质量是进给速度优化的主要约束因素, 因此其主要优化目标是表面质量. 由于恒定切削力能获得保证机床与刀具运行平稳及改善表面加工质量, 本文着重介绍基于恒定切削力的复杂曲面铣削进给速度优化方法.

图 5 为进给速度优化模型流程示意图, 包括加工信息的输入、进给速度的调整和优化后进给速度的输出 3 个模块. 输入模块为初始刀位点文件、刀具几何及参数、当前状态的毛坯; 调整模块为基于切削力预测模型的优化算法, 该算法包括多轴切削力的确定和进给速度调节两部分; 优化模型的输出为新的进给速度.

针对精加工工序, 结合多轴加工的切削力模型可计算其切削力的大小, 进而获得切削力 F_c 与进给速度 f_i 的映射关系:

$$F_c = F(f_i). \quad (15)$$

针对基于恒定切削力的进给速度优化方法, 其目标函数为

$$\min |F_{\text{ref}} - F_{i_{\max, j}}|, \quad (16)$$

图5 进给速度优化流程图

式中, F_{ref} 为给定的参考切削力; $F_{i \max n, j}$ 为第 i 个刀位点对应的进给速度在第 j 次迭代后产生的最大切削力。

采用 Newton-Raphson 迭代算法实现的流程如下。

1) 从刀位点文件中获取初始进给速度 f_{init} , 根据机床系统的约束设定参考切削力为 F_{ref} 。

2) 读取一行刀位点进行切削力的计算, 得到最大切削力 $F_{i \max}$ 。

3) 用下式反算新的进给速度 $f_{i,1}$, 在该进给速度下计算这个刀位点产生的最大切削力 $F_{i \max n,1}$

$$f_{i,1} = f_{\text{init}} \frac{F_{\text{ref}}}{F_{i \max}} \quad (17)$$

4) 用下式迭代计算进给速度直到满足(16)式的优化目标为止, 得到最后的优化进给速度 $f_{i,j}$

$$f_{i,2} = f_{i,1} + \frac{(F_{\text{ref}} - F_{i \max n, j})(f_{i,1} - f_{\text{init}})}{F_{i \max n,1} - F_{\text{ref}}} \quad (18)$$

5) 记录该刀位点优化后的进给速度 $f_{i,j}$, 选择下一个刀位点, 重复执行步骤 2), 直到所有刀位点的计算结束为止。

6) 将优化后的进给速度来修改原刀位点文件中的值, 得到新的刀位点文件。

4 进给速度优化实例分析

螺旋桨桨叶作为一个典型的自由曲面零件^[9], 其加工精度与表面质量直接影响到动力定位系统的服役性能。在桨叶导边、随边及叶根处, 曲率变化较大, 可选用球头刀对桨叶曲面的较强适应性, 可防止欠切、过切等现象的发生; 不均匀的切削力容易产生振动, 造成刀具磨损、降低机床精度, 破坏表面质量等不良情况, 从而影响加工质量和加工效率。另外, 桨叶材料镍铝青铜合金具有较高的强度、耐磨性、以及优异的抗空泡腐蚀性能^[13]。因此, 以如图 6 所示的缩比尺寸的桨叶模型(简称模型桨)为实例, 开展相应的实验来验证所提出进给速度优化方法的有效性。

图 7 为模型桨桨叶加工的实验装置。实验用机床为上海拓璞 VMC-C50 加工中心, 所采用的刀具为直径 16 mm, 螺旋角 30°的两刃硬质球头铣刀。切削力通过 Kistler 旋转式测力仪(9123C1011)测得, 并由 NI 数据采集系统进行存储显示。桨叶的精加工刀路采用单向走刀的方式, 其主轴转速为 3000 r/min, 进给速度为 300 mm/min。

在精加工过程中, 由于桨叶曲面发矢与刀轴方向不平行, 使得刀工接触区的不断变化, 从而导致加

图6 (网络版彩图)模型桨桨叶

图7 (网络版彩图)实验装置

工过程的切削力也不断变化. 为避免切削力的过大波动对工件加工精度产生的恶劣影响, 通过调整切削过程的进给速度来保持加工过程的切削力恒定. 根据图 5 给定的进给速度优化模型, 首先计算在原始恒定进给速度下的切削力, 然后对应给定的切削力值, 求解在参考切削力条件下新的进给速度值, 并将其写入刀位点文件中.

通过对整个桨叶支撑系统的刚度分析可知, 设定的参考切削力为 105 N. 另外, 由于整个桨叶曲面需要加工的区域比较大, 实验设计了 2 个具有代表性的加工区域, 即区域 1(0.4R)和区域 2(0.8R), 其中 R 为桨叶半径, 如图 8 所示, 并进行了相应的切削力测

试. 由于离桨叶叶梢越近的位置, 桨叶刚度越弱, 以区域 1 进行进给速度优化分析具有一定的代表性.

图 9 为预测的切削力与实验测量的切削力的对

图 8 (网络版彩图)桨叶的测试区域

图 9 (网络版彩图)切削力的预测值与实验值对比

比,可以发现,切削力在切削过程中是不均匀的,二者在波形、幅值轮廓方面具有很好的一致性,表明了预测模型的有效性.

另外,在切削过程中,切削力存在明显的波动,因此采用进给速度优化算法,在给定的切削力条件下进行进给速度的修正,将重新生成的刀路文件进行实际铣削加工,得到优化后的加工零件. 优化前后的进给速度如图 10 所示,切削力的变化如图 11 所示. 从图 10 和 11 可以看出,优化后切削力基本保持恒

图 10 (网络版彩图)进给速度优化前后对比图

图 11 (网络版彩图)优化前后切削力对比图
(a) 优化前; (b) 优化后

定,优化前加工时间为 34.4 s, 优化后的时间为 24.7 s, 加工时间缩短了 28.4%, 从而提高了加工效率.

为了进一步验证所提出进给速度优化方法的有效性,对优化前后的桨叶加工表面完整性进行了测试研究. 测试的内容包括: 表面粗糙度、残余应力、显微硬度等. 图 12 为优化前后的桨叶加工区域.

(1) 粗糙度测试

粗糙度的测试是在 Taylor 表面轮廓综合测量仪上进行的. 分别测量各采样点的表面粗糙度, 然后多次测量取平均值作为各采样点最终的粗糙度值, 测量结果如图 13 所示.

(2) 残余应力测试

残余应力的测试是在 XRD-7000S 型 X 射线应力测定仪上进行, 测试的靶材为铜靶, 422 晶格, 141°衍射角. 残余应力的测试结果如图 14 所示.

(3) 显微硬度测试

由于桨叶对比区域是个曲面, 不能直接测量其显微硬度, 可采用线切割的方式进行制样, 然后在维氏硬度计上测量其显微硬度, 测试结果如图 15 所示.

从加工表面完整性指标的测试结果可以看出, 优化后的表面粗糙度会略有增大, 但远小于 GB12916-

图 12 (网络版彩图)优化前后对比的桨叶加工区域
(a) 优化前; (b) 优化后

图 13 (网络版彩图)粗糙度测试结果

图 14 (网络版彩图)残余应力测试结果

2010 标准要求的表面粗糙度值($1.6 \mu\text{m}$)^[14], 但在兼顾效率与质量时, 优化结果是可接受的. 然而, 桨叶表面的残余压应力和显微硬度在优化后会得到一定程度的增加. 主要的原因如下: (1) 相对于原有方法, 优化后的进给速度会增加, 这直接引起切削力和切削温度的升高, 使得工件在刀具作用下的机械应力和热应力增强, 工件上的残余应力会增加, 并向表层

图 15 (网络版彩图)显微硬度测试结果

以下更深的方向扩展; (2) 切削力的增加影响了工件表面的显微组织和增大了表面的塑性变形程度, 导致加工硬化速率大于热软化速率, 从而增加了表面的显微硬度. 这些对提高桨叶曲面的服役性能具有很重要的意义.

6 总结

通过对多轴加工切削力预测模型的分析研究, 提出了一种复杂曲面铣削进给速度优化方法. 该方法建立了关于参考切削力与每个刀位点处最大切削力的优化目标函数, 采用 Newton-Raphson 迭代算法调整了原有刀位点文件中的进给速度, 保证了切削力的恒定及机床与刀具运行的平稳. 模型桨叶的加工实验结果表明: 提出的优化方法使桨叶的加工时间缩短了 25% 以上, 表面残余应力和显微硬度得到增加, 对于提高桨叶的加工效率及改善加工表面质量具有较好的效果, 也为其他复杂曲面零件的加工提供了一个有效手段.

参考文献

- 1 Davim J P. Machining of Complex Sculptured Surfaces. Berlin: Springer, 2012
- 2 Kurt M, Bagci E. Feedrate optimisation/scheduling on sculptured surface machining: A comprehensive review, applications and future directions. Int J Adv Manuf Tech, 2011, 55: 1037-1067
- 3 Spence A D, Altintas Y. A solid modeller based milling process simulation and planning system. J Manuf Sci Eng, 1994, 116: 61-69
- 4 Erdim H, Lazoglu I, Ozturk B. Feedrate scheduling strategies for free-form surfaces. Int J Mach Tool Manu, 2006, 46: 747-757
- 5 Guzel B U, Lazoglu I. Increasing productivity in sculpture surface machining via off-line piecewise variable feedrate scheduling based on the force system model. Int J Mach Tool Manu, 2004, 44: 21-28
- 6 Ko J H, Yun W S, Cho D. Off-line feed rate scheduling using virtual CNC based on an evaluation of cutting performance. Comput Aided Design, 2003, 35: 383-393

- 7 Fussell B K, Jerard R B, Hemmett J G. Robust feedrate selection for 3-axis NC machining using discrete models. *J Manuf Sci Eng*, 2001, 123: 214–224
- 8 Zhang L, Feng J, Wang Y, et al. Feedrate scheduling strategy for free-form surface machining through an integrated geometric and mechanistic model. *Int J Adv Manuf Tech*, 2009, 40: 1191–1201
- 9 任斐, 孙玉文, 郭东明. 复杂曲面加工过程多约束自适应进给率控制策略. *大连理工大学学报*, 2011, 51: 819–824
- 10 Ozturk E, Budak E. Modeling of 5-axis milling processes. *Mach Sci Technol*, 2007, 11: 287–311
- 11 Fu Z, Yang W, Wang X, et al. An analytical force model for ball-end milling based on a predictive machining theory considering cutter runout. *Int J Adv Manuf Tech*, 2016, 84: 2449–2460
- 12 Kim G M, Cho P J, Chu C N. Cutting force prediction of sculptured surface ball-end milling using Z-map. *Int J Mach Tool Manu*, 2000, 40: 277–291
- 13 中国船级社. 材料与焊接规范. 2010
- 14 国家质量监督检验检疫总局. 船用金属螺旋桨技术条件 (GB 12961-2010). 中华人民共和国标准. 2010

Feedrate optimization of complex surface milling based on predictive model of cutting force

FU ZhongTao, YANG WenYu, ZHANG YanHui & CAI Pan

State Key Laboratory of Digital Manufacturing Equipment and Technology, School of Mechanical Science and Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China

In terms of the low machining efficiency and bad surface quality using constant feedrate in complex surface milling, a feedrate optimization method is proposed based on cutting force model. Firstly, by the analysis and calculation of the tool path, the geometry of complex surface and tool, tool-workpiece engagement zone and uncut chip thickness, a cutting force model is derived in multi-axis machining of complex surface and the mapping relation is obtained between feedrate and cutting force. Then the objective function about the absolute value of difference between the reference cutting force and the maximum one calculated in each tool position is put forward. Then the method adopts Newton-Raphson iteration algorithm to alter the feedrate in the original tool path file, thus ensures the constant cutting forces and enhance steadiness of machining process. The experiment is carried out about model propeller, the results show that the proposed optimization method ensures the machining time of the blade reduced by more than 25%, the surface residual stresses and micro-hardness machining accuracy to be increased, which has a clear effect on increasing the machining efficiency and improving the machining surface quality of the blade. This thus validates the effectiveness of the proposed optimization method.

feedrate optimization, cutting force model, complex surface, machining efficiency, machining surface quality

doi: 10.1360/N092016-00107