

引文格式:周兰,安国升,李光奇,等.基于等效刃型矢量法的钛合金螺旋铣孔切削力机械模型研究[J].航空制造技术,2023,66(14):52-58.

ZHOU Lan, AN Guosheng, LI Guangqi, et al. Research on mechanistic model of cutting force in helical milling of titanium alloy based on equivalent cutting edge vector method[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2023, 66(14): 52-58.

基于等效刃型矢量法的钛合金螺旋铣孔切削力机械模型研究*

周 兰¹,安国升¹,李光奇¹,朱宗孝¹,冯照和²

(1. 兰州理工大学,兰州 730050;

2. 杭州汽轮机股份有限公司,杭州 310022)

[摘要] 为了准确预测钛合金螺旋铣孔过程中多齿复杂刃型专用刀具瞬时切削力的变化规律,采用等效刃型矢量法建立专用刀具的切削力机械模型。通过分析螺旋铣孔运动学特征,实现任意切削点运动轨迹的数学描述;对刀具在稳定加工阶段产生的未变形切屑与加工表面进行几何仿真分析;根据双刃切削原理,计算端刃的等效刃长及其未变形切屑的切削深度与切削宽度,同时结合侧刃的切削力分析,构建整体切削力机械模型;最后,通过试验标定切削力模型系数,实现切削力仿真值预测。结果表明,该仿真值能够准确预测专用刀具的瞬时切削力变化规律,说明等效刃型矢量法是实现螺旋铣孔切削力建模中的有效途径。

关键词:等效刃型;螺旋铣孔;切削力;钛合金;机械模型

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2023.14.052



周 兰

副教授,博士,主要研究方向为航空难加工材料的先进制孔技术。

螺旋铣孔技术可有效降低切削力,大幅提高制孔质量,已逐渐替代传统钻削,被广泛应用于钛合金切削加工^[1-3]。作为一种先进制孔技术,其偏心加工特征将对切削过程产生积极影响:首先,由于运动学轨迹呈周期性交叉重叠,可使实际切削量减少、切屑几何尺寸变小,同时降低切削力水平;其次,彻底改变近似封闭的加工空间状态,其瞬时加工区域与孔壁之间的空隙明显增大,实现了成屑与排屑过程快速散热,从而有效避免切削温度对刀具磨损和切削力产生的不利影响^[4]。因此,采用偏心加工方式的螺旋铣孔技术,其切削力相较于传统钻削工艺更小,但其变化规律更为复杂,成为相关领域的研究热点。

目前,已有大量研究围绕螺旋铣切削力模型的构建,以及相关系数标

定、仿真分析与试验验证展开。Rey等^[5]基于螺旋铣运动学轨迹与刀具几何特征,得到切屑模型,通过计算瞬时切屑厚度,实现了螺旋铣孔过程切削力建模。Li等^[6]基于刀具跳动效应,采用解析法分别计算底刃和侧刃产生的瞬时未变形切屑厚度,结合已标定切削力系数,建立了两种刃型的切削力模型。Shang^[7]和Shi^[8]等构建了螺旋铣孔过程切削力模型,并分别通过槽铣加工和螺旋铣孔试验对侧刃和端刃的切削力模型系数进行标定。Zhou等^[9]基于螺旋铣运动学特点,计算了未变形切屑的几何特征,构建了一种非线性切削力模型,并验证了该模型的准确性。Wang等^[10]根据球头铣刀在螺旋铣孔加工中材料的去除特征,采用微分单元法对切削力变化规律进行分析,

* 基金项目:国家自然科学基金(52265025)。

结果表明该刀具可实现高质量稳定切削。王海艳等^[11]基于经典切削理论(直角切削与斜角切削),分析了螺旋铣孔过程的切削力变化趋势,提出了切削力系数辨识方法。上述切削力模型大多围绕传统铣刀展开,刀具结构相对简单;但是,目前钛合金高效高品质的螺旋铣制孔加工亟须发挥多齿复杂刃型专用刀具的优势,已有切削力模型难以阐明刀具不同刃型与工件之间复杂的作用关系,未能准确描述切屑与加工表面的非规则几何特征。因此,已有模型在螺旋铣孔瞬时切削力变化规律的研究中存在局限。

等效刃型矢量法是解决由不同刃型造成排屑干涉问题的有效途径。它基于金属加工中普遍存在的非自由切削特征而提出^[12-13]。该方法首先将刀具沿刀刃划分为一系列单元刀具,进而对其不同刃型的相应矢量进行几何与运动分析,计算加工中产生的切削深度与切削宽度,建立单元刀具的切削力模型,最终采用积分法分析整体刀具的切削力变化规律。

本文基于螺旋铣孔切削原理,结合专用刀具刃型特征,对未变形切屑与加工表面几何形貌进行仿真分析;采用等效刃型矢量法,将刀具端刃沿轴向离散,通过数学描述其单元刃型矢量之间的关系,计算相应等效刃长及其产生的切削深度与切削宽度,进而建立单元刃型的切削力机械模型,最终实现专用刀具在螺旋铣孔过程中的瞬时切削力预测。

1 螺旋铣孔运动学

螺旋铣孔加工被视为圆周铣削与插铣二者的结合。该制孔过程中,刀具的三维切削轨迹由绕刀具轴线的自转运动、绕待加工孔轴线的周期性公转运动与沿刀具轴线的轴向进给运动组成,如图1所示。自转与公转均为顺时针方向运动。公转与轴向进给组合成螺旋进给运动,可进一步分解为切向进给分量与轴向进给

分量。刀具的自转与螺旋进给运动具有各自不同的运动周期。由以上螺旋铣运动学特点可知该制孔工艺属于偏心加工类型,与传统钻削中加工空间近似封闭的情况不同,螺旋铣孔过程中刀具与孔壁之间存在间隙,使其在迅速排屑与散热方面凸显优势。

为了实现对螺旋铣孔运动学的数学描述,首先设定运动变量和时间变量分别为自转转速 N_{rot} , r/min; 公转转速 N_{rev} , r/min; 轴向进给速度 v_{fa} , mm/s; 时间 t , s。进而建立运动学分析坐标系,如图2所示。该坐标系由3个坐标系构成:工件坐标系 XYZ , 固定于工件上不动; 刀具坐标系 $x_{ti}y_{ti}z_{ti}$ 固定在刀具上; 参考坐标系 $x_iy_iz_i$ 用于辅助分析刀具上任意切削位置的运动轨迹。

基于以上坐标系,刀具的自转角速度和公转角速度的计算公式为

$$\begin{cases} \omega_{rot} = \frac{\pi \cdot N_{rot}}{30} \\ \omega_{rev} = \frac{\pi \cdot N_{rev}}{30} \end{cases} \quad (1)$$

刀具中心 O_{ti} 在工件坐标系 XYZ 中的瞬时公转角度 θ_{ti} , 刀齿1在刀具坐标系 $x_{ti}y_{ti}z_{ti}$ 中的瞬时自转角度 φ_{ti} 可计算为

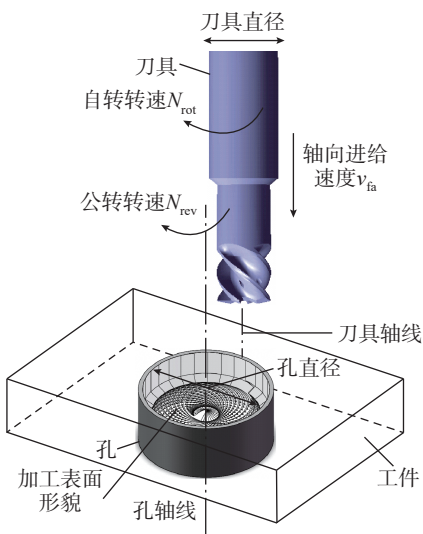


图1 螺旋铣孔运动学特征
Fig.1 Characteristics of helical milling kinematic

$$\begin{cases} \theta_{ti} = \theta_{t0} + \omega_{rev} \times t \\ \varphi_{ti} = \varphi_{t0} + \omega_{rot} \times t \end{cases} \quad (2)$$

式中, θ_{t0} 为刀具中心在工件坐标系 XYZ 中的初始公转角度; φ_{t0} 为刀齿1在刀具坐标系 $x_{ti}y_{ti}z_{ti}$ 中的初始自转角度。

因此,刀具切削刃上任意位置点的运动轨迹方程为

$$\begin{cases} X = e_p \times \cos\left(\frac{\pi \times N_{rev}}{30} \times t\right) + R_M \cos\left[\frac{\pi}{30} \times (N_{rot} + N_{rev})\right] \times t \\ Y = e_p \times \sin\left(\frac{\pi \times N_{rev}}{30} \times t\right) + R_M \times \sin\left[\frac{\pi}{30} \times (N_{rot} + N_{rev})\right] \times t \\ Z = z_M - v_{fa} \times t \end{cases} \quad (3)$$

式中, e_p 为刀具中心与孔中心之间距离(偏心量); R_M 为任意位置点与刀具轴线的距离; z_M 为任意位置点在初始时刻在 Z 轴上的截距。

2 未变形切屑与加工表面仿真分析

螺旋铣孔过程中所产生切屑与加工表面的几何特征对其切削力变化具有重要影响。在实际加工中,刀具与工件相互作用情况瞬时变化,产生大量小尺寸且非规则切屑,同时形成了极其复杂的加工表面,使得对其

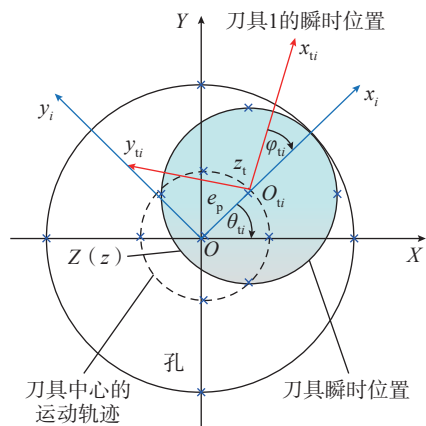


图2 运动学分析坐标系
Fig.2 Coordinate system of kinematic analysis

几何特征进行数学描述和解析建模难以实现。因此,本文基于前期研究中的专用刀具刃型结构^[4],结合螺旋铣孔运动学特征,采用仿真方法实现了对未变形切屑与加工表面的几何建模。该模型以螺旋铣孔稳定加工阶段为研究对象,应用 SolidWorks 软件实现刀具、工件与加工轨迹的几何造型,并采用布尔运算得到未变形切屑及其相应加工表面的几何模型。主要的仿真步骤包括:

(1) 首先简化专用刀具几何结构,使其只包含端刃和侧刃的几何轮廓,并绕刀具轴线旋转形成实体 1;

(2) 绘制圆柱形实体 2,代表制孔过程的加工体积;

(3) 绘制刀具中心在公转运动中形成的螺旋线状加工轨迹,并将实体 1 绕该螺旋线实现几何阵列操作,进而与实体 2 实现逻辑减操作,由此得到加工表面的几何模型;

(4) 对阵列后最后一项与加工表面的几何结构实施逻辑与操作,可得到未变形切屑的几何模型。

在未变形切屑和加工表面的仿真分析中,重点考虑了两个影响因素,分别为自转与公转之间转速比、每公转轴向进给量。当转速比为 40,每公转轴向进给量为 0.1 mm/r 时,按照上述仿真步骤可得到未变形切屑与加工表面的几何仿真模型,如图 3 所示。

图 3 (a) 为专用刀具螺旋铣孔稳定加工阶段切削情况示意图。其中, H_h 为工件总厚度, h_0 为刀具端刃完全参与切削时的加工深度。在实际加工中,与加工深度 h_0 对应的切削体积由端刃与侧刃共同完成,分别对应图 3 (a) 中绿色与蓝色部分。端刃与螺旋侧刃的实际加工情况呈现出不同特点,前者对应加工区域呈圆锥体,完成切削体积较大;侧刃加工区域近似为非规则三棱锥,产生切削体积极小。由于切削体积与切削力水平存在正相关,可知侧刃产生的

切削力远小于端刃。另外,根据专用刀具端刃几何参数,加工深度 h_0 可进一步表示为

$$h_0 = l_{j2} \times \sin \beta_{j2} \text{ 或 } h_0 = l_{j1} \times \sin \beta_{j1}, \quad j=1,2,3,4 \quad (4)$$

式中, l_{j1} 和 l_{j2} 为各刀齿端刃的外侧刃和内侧刃长度; β_{j1} 和 β_{j2} 为各刀齿端刃的外侧刃和内侧刃的倾斜角度; j 为刀齿序号。

图 3 (b) 为稳定加工阶段产生的未变形切屑与加工表面的几何仿真模型。可见未变形切屑具有 4 个不同几何特征部分,与四齿端刃结构一一对应。其中,体积最大的一部分切屑呈蝌蚪状,头部方正,尾部细长;其他部分切屑为细长形,体积较小。由加工表面的几何形貌特征可知,刀具的运动轨迹没有任何一条完全相同,说明其铣削路径非常复杂,故而难以实现准确的数学描述。若以孔中心为圆心,可将加工表面划分为 3 个同心圆区域,刀具在不同区域的加工轨迹各不相同,但在同一区域,其加工轨迹呈现相同的曲线类型;此外,相邻区域之间还存在少数加工轨迹重叠的现象。与此同时,侧刃的加工过程与传统铣削类似,并形成最终的孔壁表面。

上述未变形切屑与加工表面几何特征的仿真分析充分说明,实际工况下专用刀具与工件材料之间的相

互作用情况瞬时变化,随之产生的切削力变化规律异常复杂。

3 切削力机械模型

基于对端刃与侧刃在稳定加工阶段的切削情况分析,以下分别建立二者在螺旋铣孔过程中产生的切削力模型。

3.1 端刃

3.1.1 等效刃长的计算

专用刀具具有两种类型单齿,记为 I 型刀齿(刀齿 1 和刀齿 3)与 II 型刀齿(刀齿 2 和刀齿 4),其端刃结构关于刀具轴向对称分布,且两种类型刀齿皆为三段式结构。各单齿端刃的单元等效刃型如图 4 所示。

由于该端刃刃型在切削过程中呈现出双刃切削的特性,可采用等效刃型法实现对端刃切削过程的简化。首先,沿刀具轴向将端刃离散为 N 个单元微刃(记为 $i = 0, 1, 2, \dots, N-1$);随后,采用等效刃型法计算各个单齿微刃的等效刃长。

图 4 所示的刀齿 1 和刀齿 3 端刃的单元等效刃长的计算公式为

$$\begin{cases} \vec{C}_i = \vec{A}_i + \vec{B}_i \\ |\vec{C}_{i1}| = |\vec{A}_{i1}| \times \cos \beta_{i2} + |\vec{B}_{i1}| \times \cos \beta_{i1}, \\ |\vec{C}_{i3}| = |\vec{A}_{i3}| \times \cos \beta_{i2} + |\vec{B}_{i3}| \times \cos \beta_{i1}, \\ i = 0, 1, 2, \dots, N-1 \end{cases} \quad (5)$$

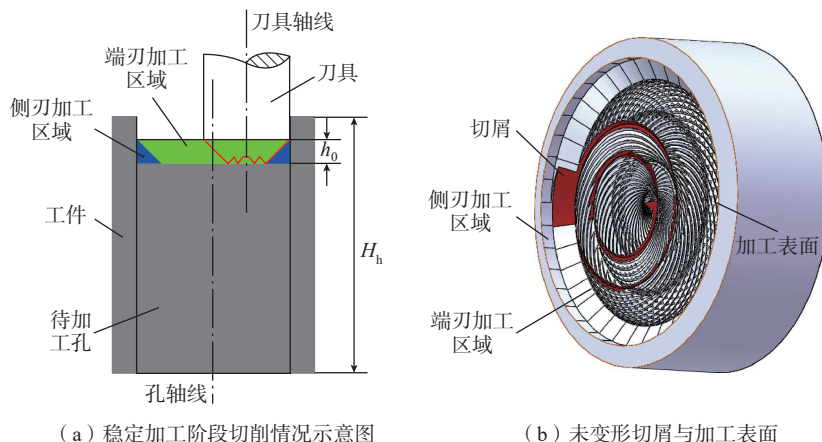


图 3 螺旋铣孔稳定加工阶段的未变形切屑与加工表面几何仿真模型
Fig.3 Geometric simulation model of undeformed chips and machining surfaces at steady cutting stage of helical milling process

同理,刀具 2 和刀具 4 端刃的单元等效刃长计算为

$$\begin{cases} \vec{F}_i = \vec{D}_i + \vec{E}_i \\ |\vec{F}_{i2}| = |\vec{D}_{i2}| \times \cos\beta_{22} + |\vec{E}_{i2}| \times \cos\beta_{21} \\ |\vec{F}_{i4}| = |\vec{D}_{i4}| \times \cos\beta_{42} + |\vec{E}_{i4}| \times \cos\beta_{41} \end{cases} \quad (6)$$

图 4 中刀具 1 (刀具 3) 端刃的最外侧刃与第 2 段刃的刃长分别记为 l_{11} (l_{31}) 与 l_{12} (l_{32}), 刀具 2 (刀具 4) 端刃的最外侧刃与第 2 段刃的刃长分别记为 l_{21} (l_{41}) 与 l_{22} (l_{42}), 可简称为 l_{j1} 与 l_{j2} , 均为端刃的已知几何参数。以上刀具对应的单元刃型的刃长可分别表示为 l_{11-i} (l_{31-i}), l_{12-i} (l_{32-i}), l_{21-i} (l_{41-i}) 与 l_{22-i} (l_{42-i}), 简化标记为 l_{j1-i} 与 l_{j2-i} 。因此, 图 4 中各单齿单元等效刃长计算公式可进一步表示为

$$\begin{cases} |\vec{C}_{ij}^*| = l_{j2-i} \times \cos\beta_{j2} + l_{j1-i} \times \cos\beta_{j1}, \\ i = 0, 1, 2, \dots, N-1, j = 1 \text{ 或 } 3 \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} |\vec{F}_{ij}^*| = l_{j2-i} \times \cos\beta_{j2} + l_{j1-i} \times \cos\beta_{j1}, \\ i = 0, 1, 2, \dots, N-1, j = 2 \text{ 或 } 4 \end{cases} \quad (8)$$

上式中 l_{j1-i} 与 l_{j2-i} 可计算为

$$\begin{cases} l_{j1-i} = l_{j1}/N \\ l_{j2-i} = l_{j2}/N \end{cases} \quad (9)$$

3.1.2 未变形切屑的几何参数计算

将式(9)代入式(7)与(8), 四齿端刃等效刃型的瞬时切削宽度 b_{ij} 可计算为

$$\begin{cases} b_{ij} = l_{j2-i} \times \cos\beta_{j2} + l_{j1-i} \times \cos\beta_{j1}, \\ i = 0, 1, 2, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \end{cases} \quad (10)$$

式中, i 为离散的 N 个单元微刃的序

号; j 为刀具序号。

最大切削宽度 b_{Mj} 计算为

$$\begin{cases} b_{Mj} = l_{j2} \times \cos\beta_{j2} + l_{j1} \times \cos\beta_{j1}, \\ j = 1, 2, 3, 4 \end{cases} \quad (11)$$

另外, 四齿端刃等效刃型的瞬时切削深度 h_{ij} 的计算公式为

$$\begin{cases} h_{ij} = v_{fa} \times t_i = \frac{h_0}{N} \times i, i = 0, 1, 2, \dots, N-1 \end{cases} \quad (12)$$

将式(4)代入式(12)可得

$$\begin{cases} h_{ij} = \frac{l_{j2} \times \sin\beta_{j2}}{N} \times i \text{ 或 } h_{ij} = \frac{l_{j1} \times \sin\beta_{j1}}{N} \times i \\ i = 0, 1, 2, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \end{cases} \quad (13)$$

3.1.3 切削力模型

单齿端刃的单元微刃的切向、径向和轴向切削力分别计算为

$$\begin{cases} F_{vij} = K_{vij} \cdot h_{ij}^{1-q_{vij}} \cdot b_{ij} \\ F_{rij} = K_{rij} \cdot h_{ij}^{1-q_{rij}} \cdot b_{ij} \\ F_{ajj} = K_{ajj} \cdot h_{ij}^{1-q_{ajj}} \cdot b_{ij} \\ i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \end{cases} \quad (14)$$

式中, t 、 r 、 a 分别表示切向、径向和轴向; i 为单元微刃的数目; j 为刀具序号。专用刀具端刃的各向切削力为四齿端刃的切削力之和, 计算为

$$\begin{cases} F_{ui} = \sum_{j=1}^4 F_{vij} \\ F_{ri} = \sum_{j=1}^4 F_{rij}, \\ F_{ai} = \sum_{j=1}^4 F_{ajj} \\ i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \end{cases} \quad (15)$$

以上为刀具坐标系下的切削力计算公式, 可通过转换矩阵 T_1 和 T_2 得到工件坐标系下刀具端刃的切削力计算公式为

$$\begin{cases} F_{xi} = T_2 \cdot T_1 \cdot F_{ri} \\ F_{yi} = T_2 \cdot T_1 \cdot F_{ui} \\ F_{zi} = F_{ai} \end{cases} \quad (16)$$

其中转换矩阵表示为

$$T_2 = \begin{bmatrix} \cos\theta_{ti} & -\sin\theta_{ti} & 0 \\ \sin\theta_{ti} & \cos\theta_{ti} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$T_1 = \begin{bmatrix} \cos\varphi_{ti} & -\sin\varphi_{ti} & 0 \\ \sin\varphi_{ti} & \cos\varphi_{ti} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (18)$$

3.2 侧刃

为实现侧刃切削力建模, 需针对该螺旋状刃型特征, 分析其产生的未变形切屑几何特征。与端刃分析方法类似, 沿刀具轴向将侧刃离散为 N 个微刃单元, 则第 j 个单齿的第 i 个微刃单元的切入角可计算为

$$\phi_{ij}(z) = \phi_0 + j\phi_p - \psi_i, i = 0, 1, 2, \dots, N-1 \quad (19)$$

式中, ϕ_0 为参考刀齿 (通常设定为刀具 1) 的瞬时切入角度; ϕ_p 为刀齿之间的空间夹角; ψ_i 为刀齿在不同轴向位置时的滞后角度, 可表示为

$$\begin{cases} \phi_p = 2\pi/N_t \\ \psi_i = k_\beta z \\ k_\beta = (2\tan\beta)/D_t \end{cases} \quad (20)$$

式中, β 为侧刃螺旋角度; D_t 为刀具直径; N_t 为刀具齿数。因此, 螺旋侧刃第 j 刀齿的第 i 个微刃单元的切削厚度计算公式为

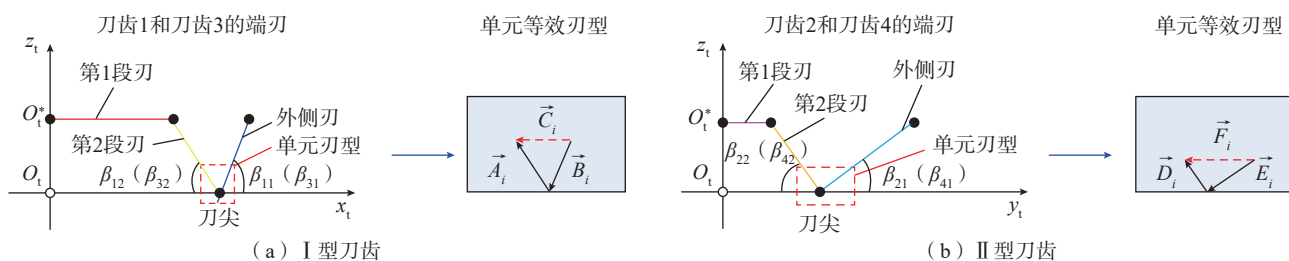


图 4 专用刀具各单齿端刃的单元等效刃型

Fig.4 Unit equivalent edge of front cutting edges for each tooth of dedicated cutter

$$h_{ij}^*(\phi, z) = f_{i0} \times \sin\phi_{ij}(z),$$

$$i=0, 1, 2, \dots, N-1, j=1, 2, 3, 4 \quad (21)$$

刀具中心每齿进给量 f_{i0} 表示为

$$f_{i0} = \frac{\pi N_{\text{rev}} \times (D_h - D_t)}{N_{\text{rot}} \times N_t} \quad (22)$$

单齿侧刃的单元微刃的切向、径向和轴向切削力分别计算为

$$\begin{cases} dF_{t,ij}(\phi, z) = K_{tp} h_{ij}^*(\phi_{ij}(z)) dz \\ dF_{r,ij}(\phi, z) = K_{rp} h_{ij}^*(\phi_{ij}(z)) dz, \\ dF_{a,ij}(\phi, z) = K_{ap} h_{ij}^*(\phi_{ij}(z)) dz \end{cases}$$

$$i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \quad (23)$$

在刀具坐标系下,侧刃的单元微刃在切向、径向和轴向的切削力分量可表示为

$$\begin{cases} dF_{x,ij}(\phi_{ij}(z)) = -dF_{t,ij} \cos\phi_{ij}(z) - dF_{r,ij} \sin\phi_{ij}(z) \\ dF_{y,ij}(\phi_{ij}(z)) = +dF_{t,ij} \sin\phi_{ij}(z) - dF_{r,ij} \cos\phi_{ij}(z) \\ dF_{z,ij}(\phi_{ij}(z)) = +dF_{a,ij} \end{cases}$$

$$i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \quad (24)$$

对上式进行积分运算,可得

$$\begin{cases} F_{x,ij}(\phi_{ij}(z)) = \left. \begin{cases} \frac{f_{i0}}{4k_\beta} [-K_{tp} \cos 2\phi_{ij}(z) + K_{rp} [2\phi_{ij}(z) - \sin 2\phi_{ij}(z)]] \end{cases} \right\}^{v_{\text{rot}}} \\ F_{y,ij}(\phi_{ij}(z)) = \left. \begin{cases} \frac{-f_{i0}}{4k_\beta} [K_{tp} (2\phi_{ij}(z) - \sin 2\phi_{ij}(z)) + K_{rp} \cos 2\phi_{ij}(z)] \end{cases} \right\}^{v_{\text{rot}}} \\ F_{z,ij}(\phi_{ij}(z)) = \frac{1}{k_\beta} K_{ap} \cos\phi_{ij}(z) \end{cases}$$

$$i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \quad (25)$$

由式(25)计算可得四齿侧刃在刀具坐标系下的各向切削力分量:

$$\begin{cases} F_x(\phi) = \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=1}^4 F_{x,ij} \\ F_y(\phi) = \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=1}^4 F_{y,ij} \\ F_z(\phi) = \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=1}^4 F_{z,ij} \end{cases} \quad (26)$$

将式(17)代入式(26)中,进而得到工件坐标系下的各向切削力分量:

$$\begin{cases} F_X(\phi) = T_2 \times \sum_{i=0}^{N-1} F_{xi} \\ F_Y(\phi) = T_2 \times \sum_{i=0}^{N-1} F_{yi}, \\ F_Z(\phi) = T_2 \times \sum_{i=0}^{N-1} F_{zi} \end{cases} \quad (27)$$

$$i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1$$

基于式(16)和(27)对端刃与侧刃在螺旋铣孔中产生的瞬时各向切削力计算值求和,即可实现专用刀具整体切削力机械模型的构建,为

$$\begin{cases} F_X = F_{Xi} + F_X(\phi) \\ F_Y = F_{Yi} + F_Y(\phi) \\ F_Z = F_{Zi} + F_Z(\phi) \end{cases} \quad (28)$$

4 试验与分析

本文采用的螺旋铣孔专用刀具为硬质合金 YG8,具有四齿对称结构,刀具直径为 10 mm。该刀具的主要空间几何角度包括螺旋角为 40°,法向前角为 5°,两个后角分别为 12°和 25°。工件材料为钛合金 Ti6Al4V,厚度为 8 mm。通过设计实施钛合金螺旋铣孔试验,采用平均力法对切削力模型中的切削力系数进行标定^[15],进而实现该机械模型的试验验证。上述加工系统包括 KUKA 工业机器人加工平台、螺旋铣制孔单元、专用刀具与测力仪等^[14]。在实施螺旋铣孔试验过程中,利用 Kistler 9257B 测力仪采集制孔时所产生的切削力信号,并通过 5070A 型电荷放大器对其进行放大处理,然后将获得信号 A/D 转换后经由 PC-DAS16/16 数据采集卡,最后应用 Dynaware Type 2825D-02 软件将处

理后的切削力变化曲线显示在计算机上。

在螺旋铣孔标定试验中,为避免刀具磨损的影响,同时保证一定的加工效率,选择以下加工参数:切削速度保持 94 m/min 不变,轴向每齿进给量为 0.0005 mm/z、0.0015 mm/z、0.0025 mm/z,切向每齿进给量为 0.05 mm/z、0.15 mm/z、0.25 mm/z。选取稳定加工阶段 20 组半自转周期内的 X、Y、Z 3 个方向切削力测量值,根据式(29)计算径向、切向和轴向切削力平均值($\bar{F}_r, \bar{F}_t, \bar{F}_a$)。

$$\begin{cases} \bar{F}_t = \frac{F_{Y\text{max}} - F_{Y\text{min}}}{2} \\ \bar{F}_r = \frac{F_{X\text{max}} - F_{X\text{min}}}{2} \\ \bar{F}_a = \bar{F}_Z \end{cases} \quad (29)$$

根据式(14)与(23),径向、切向和轴向切削力平均值($\bar{F}_r, \bar{F}_t, \bar{F}_a$)可进一步表示为

$$\begin{cases} \bar{F}_t = K_{tt} \bar{h}_{ij}^{1-q_{ij}} \bar{b}_{ij} + K_{tp} \overline{h_{ij}^*(\phi_{ij}(z))} \\ \bar{F}_r = K_{rt} \bar{h}_{ij}^{1-q_{ij}} \bar{b}_{ij} + K_{rp} \overline{h_{ij}^*(\phi_{ij}(z))}, \\ \bar{F}_a = K_{at} \bar{h}_{ij}^{1-q_{ij}} \bar{b}_{ij} + K_{ap} \overline{h_{ij}^*(\phi_{ij}(z))} \end{cases}$$

$$i = 0, 1, 2, 3, \dots, N-1, j = 1, 2, 3, 4 \quad (30)$$

式(30)中的切削深度与切削宽度的平均值可计算为

$$\begin{cases} \bar{h}_{ij} = \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=1}^4 h_{ij} / N \\ \bar{b}_{ij} = \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=1}^4 b_{ij} / N \\ \overline{h_{ij}^*(\phi_{ij}(z))} = \sum_{i=0}^{N-1} \sum_{j=1}^4 h_{ij}^*(\phi_{ij}(z)) / N \end{cases} \quad (31)$$

由式(31)可计算得到端刃与侧刃的切削深度和切削宽度的平均值,代入式(30),进而求得切削力系数,如表1所示。

表1 切削力系数
Table 1 Cutting force coefficients

K_{tt}	K_{rt}	K_{at}	q_{tt}	q_{rt}	q_{at}	K_{tp}	K_{rp}	K_{ap}
28.05	76.57	923.31	0.675	0.331	0.01	72.52	50.46	23.91

将切削力系数代入第3节中切削力模型,对比机械模型的求解值和螺旋铣试验的切削力测量值,可实现对切削力模型的验证。该模型验证及其系数标定皆可通过SolidWorks程序实现。

在螺旋铣孔试验中,由于刀具运动位置的变化极其复杂,难以将切削力测量值与刀具位置完全准确对应,且通过切削力模型得到的 X 、 Y 方向切削力分量预测值与试验测量值也存在一定偏差。因此,在任意半自转周期内,采用周向力 F_{XY} 取代切削力分量 F_X 与 F_Y ,并通过式(32)进行计算。

$$F_{XY} = \sqrt{F_X^2 + F_Y^2} \quad (32)$$

对应的预测值 F_n 计算公式为

$$F_n = \sqrt{F_r^2 + F_t^2} \quad (33)$$

图5为螺旋铣孔稳定加工阶段的切削力变化曲线,加工参数为 $v_c=94$ m/min、 $f_{za}=0.0015$ mm/tooth、 $f_{zt}=0.15$ mm/tooth,反映了刀具在6个公转周期(6 s)内的切削力水平。其中,轴向力 F_Z 与周向力 F_{XY} 的平均值分别为162.11 N和48.68 N。

同时,采用与图5中相同加工参数下,对半自转周期内产生的切削力测量值(F_Z 与 F_{XY})与对应预测值(F_a 与 F_n)进行对比,如图6所示。其中,图6(a)中轴向力的试验测量值 F_Z 随着加工过程的实施近似呈周

期性抛物线变化规律,其幅值范围为(29.58 N, 176.16 N)。当加工时间从0.005 s进行到0.010 s阶段, F_Z 的变化曲线出现了较为明显的波动,该现象与刀具参与加工过程的具体受力情况紧密相关。相应地,轴向切削力的预测值 F_a 随加工时间的增加呈现典型的周期性抛物线变化特点,其幅值范围为(41.26 N, 155.89 N)。由以上分析可知,轴向力测量值与预测值的变化趋势相一致,但存在一定差异性。图6(b)中周向力的试验测量值 F_{XY} 由式(32)计算得到,该取值随着制孔过程的进行呈现一定的波动变化,其幅值范围为(2.68 N, 93.03 N)。当加工时间从0.003 s进行到0.010 s阶段, F_{XY} 幅值的波动较大,该现象与加工系统稳定性、刀具的受力与磨损情况,尤其是刀具径向跳动现象息息相关^[16]。与轴向力预测值 F_a 相类似,通过式(33)计算得到的周向力预测值 F_n 随制孔加工的进行呈周期性抛物线变化,其幅值范围为(35.01 N, 48.89 N)。由此可见, F_n 幅值的波动较 F_{XY} 显著偏小。

基于以上分析,虽然轴向力与周向力的试验值和预测值的极值之间存在差异,但二者平均值的绝对误差不超过10%。另外,预测值较试验值波动范围小,根本原因在于切削力机械模型无法考虑到实际加工中所有因素的影响。

5 结论

(1) 基于螺旋铣运动学规律,结合专用刀具几何结构特征,对稳定加工阶段刀具产生的未变形切屑与理想状态下形成的螺旋状工件表面的几何形貌进行了仿真分析,可实现对任何加工参数下螺旋铣孔过程所产生切屑与孔壁几何形貌的预测。

(2) 由于端刃在螺旋铣孔过程中体现出双刃切削的特点,采用等效刃型矢量法对其两种刃型的离散单元实施简化与数学描述,计算了螺旋铣孔时的切削深度与切削宽度,构建了端刃在螺旋铣加工中的切削力模型。

(3) 通过试验对切削力模型系数进行标定,并验证该模型可预测螺旋铣孔切削力的变化规律,其轴向力与周向力试验值和预测值的平均值绝对误差不超过10%。

参考文献

- [1] OZTURK O M, KILIC Z M, ALTINTAS Y. Mechanics and dynamics of orbital drilling operations[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2018, 129: 37–47.
- [2] TIAN Y L, LIU Y P, WANG F J, et al. Modeling and analyses of helical milling process[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, 90(1): 1003–1022.
- [3] LIU C Y, WANG G, DARGUSCH M S. Mechanics and dynamics of helical milling

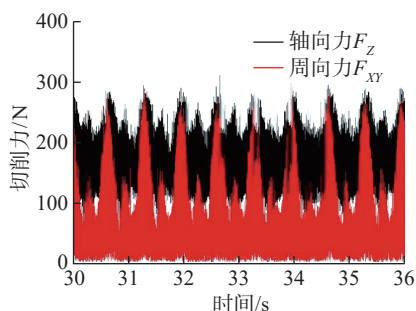
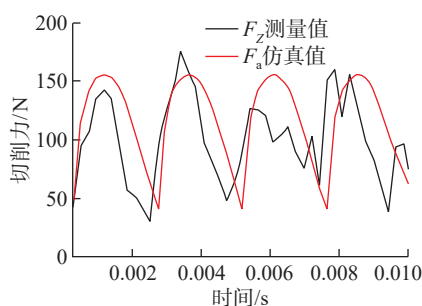
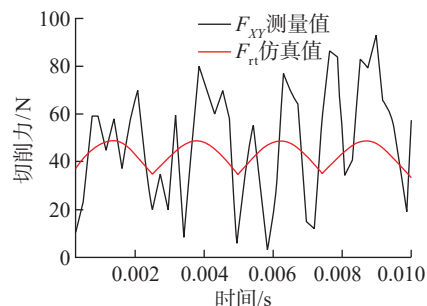


图5 螺旋铣孔稳定加工阶段切削力测量值变化曲线

Fig.5 Measured cutting forces at steady machining stage of helical milling



(a) 轴向力对比



(b) 周向力对比

图6 切削力预测值与测量值的对比

Fig.6 Comparison of predicted and measured cutting forces

operations[J]. *Strojniški Vestnik—Journal of Mechanical Engineering*, 2014, 60(11): 716–724.

[4] LIU C Y, WANG G, DARGUSCH M S. Modelling, simulation and experimental investigation of cutting forces during helical milling operations[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2012, 63(9): 839–850.

[5] REY P A, LEDREF J, SENATORE J, et al. Modelling of cutting forces in orbital drilling of titanium alloy Ti–6Al–4V[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2016, 106: 75–88.

[6] LI Z L, DING Y, ZHU L M. Accurate cutting force prediction of helical milling operations considering the cutter runout effect[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 92(9): 4133–4144.

[7] SHANG S, QIN X D, LI J H, et al. Modelling of cutting forces and researching calibration method in helical milling[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, 94(5): 2949–2960.

[8] SHI M R, QIN X D, LI H, et al.

Cutting force and chatter stability analysis for PKM–based helical milling operation[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2020, 111(11): 3207–3224.

[9] ZHOU L, DONG H Y, KE Y L, et al. Modeling of non-linear cutting forces for dry orbital drilling process based on undeformed chip geometry[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2018, 94(1): 203–216.

[10] WANG H Y, TAO K X. Study on material removal and cutting analysis in ball helical milling process[J]. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, 2022, 236(24): 11493–11504.

[11] 王海艳, 周秩同, 武晔, 等. 基于斜角切削理论的钛合金螺旋铣孔切削力建模[J]. *中国机械工程*, 2023, 34(2): 142–147.

WANG Haiyan, ZHOU Zhitong, WU Ye, et al. Modeling of cutting force in helical milling of titanium alloys based on oblique cutting theory[J]. *China Mechanical Engineering*, 2023, 34(2): 142–147.

[12] 刘战强. 基于等效切削刃的切削力预报模型[J]. *山东工业大学学报*, 2001, 31(3):

201–208.

LIU Zhanqiang. A prediction model for cutting force based on equivalent cutting edge[J]. *Journal of Shandong University of Technology*, 2001, 31(3): 201–208.

[13] 师汉民. 金属切削理论及其应用新探[M]. 武汉: 华中科技大学出版社, 2003.

SHI Hanmin. *Metal cutting theory and practice a new perspective*[M]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology Press, 2003.

[14] ZHOU L, DONG H Y, KE Y L, et al. Analysis of the chip-splitting performance of a dedicated cutting tool in dry orbital drilling process[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, 90(5): 1809–1823.

[15] ALTINTAS Y. *Manufacturing automation: metal cutting mechanics, machine tool vibrations, and CNC design*[M]. New York: Cambridge University Press, 2000.

[16] WANG H Y, QIN X D. A mechanistic model for cutting force in helical milling of carbon fiber-reinforced polymers[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, 82(9): 1485–1494.

Research on Mechanistic Model of Cutting Force in Helical Milling of Titanium Alloy Based on Equivalent Cutting Edge Vector Method

ZHOU Lan¹, AN Guosheng¹, LI Guangqi¹, ZHU Zongxiao¹, FENG Zhaohe²

(1. Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China;

2. Hangzhou Steam Turbine Company Limited, Hangzhou 310022, China)

[ABSTRACT] The mechanistic model of cutting force for the dedicated cutter was established by using the method of the equivalent cutting edge vector, in order to accurately predict the changing law of the instantaneous cutting forces generated by the complex multi-tooth dedicated cutter during helical milling. Firstly, the kinematic characteristics of helical milling was analyzed, and the mathematic description of the motion path of any cutting position was achieved. Then the undeformed chips and machining surfaces generated at stable cutting stage were simulated. Thirdly, the length of the equivalent cutting edge, the depth of cut and the width of cut for its corresponding undeformed chip were calculated. Simultaneously, the peripheral cutting edge was analyzed and the whole simulated cutting force model was created. Finally, the simulation value of cutting force was solved through identification experiment of cutting force coefficient. The results show that the values above can accurately predict the instantaneous cutting force change law of the dedicated cutter, and the equivalent edge vector method is an effective way to realize the cutting force modeling of helical milling process.

Keywords: Equivalent cutting edge; Helical milling; Cutting force; Titanium alloy; Mechanistic model

(责编 古京)