

基于控制线的开式整体叶盘环形刀四轴加工算法研究*

田荣鑫¹, 邓霜¹, 张晓峰², 任军学¹, 姚倡锋¹, 常威威¹

(1. 西北工业大学现代设计与集成制造技术教育部重点实验室, 西安 710072;
2. 中国航天科技集团公司六院 7103 厂, 西安 710100)

[摘要] 针对开式整体叶盘控制线球头刀四轴加工中, 刀具易磨损、加工中需要多次换刀的问题, 提出一种基于控制线的开式整体叶盘环形刀四轴加工算法。试验表明, 该方法在现有球头刀控制线的条件下, 简化了环形刀控制线生成的复杂性, 并且解决了因球头刀加工刀具易磨损所造成的加工缺陷等问题。

关键词: 开式整体叶盘; 四轴加工; 环形刀; 控制线

Algorithm Research on the Four-Axis Circular Cutter Machining of Open Blisk Based on the Control Curve

TIAN Rongxin¹, DENG Shuang¹, ZHANG Xiaofeng², REN Junxue¹, YAO Changfeng¹, CHANG Weiwei¹

(1. Key Laboratory of Contemporary Design and Integrated Manufacturing Technology, Ministry of Education, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;

2. No. 7103 Factory, No. 6 Research Institute of China Aerospace Science and Technology Corporation, Xi'an 710072, China)

[ABSTRACT] During the 4-axis ball-end cutter machining of the open blisk based on the control curve, the cutter gets worn easily and the cutter must be changed for multiple times. Therefore, this research proposes a 4-axis circular cutter machining algorithm of open blisk based on the control curve. The experiment shows that the proposed method simplifies the complexity of generating the control curve of circular cutter under the current condition of the ball-end cutter control curve. Moreover, the method solves other problems including machining deficiency caused by the quick-wearing ball-end cutter.

Keywords: Open blisk; 4-axis CNC machining; Circular cutter; Control curve

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2016.18.088

航空发动机是飞机的核心部件, 直接影响飞机的可靠性, 它是一个国家科技、工业、国防实力的重要体现。开式整体叶盘是现代高推重比航空发动机采用的新结构^[1](图 1), 开式整体叶盘解决了传统叶片与轮盘装配结构所表现出的连接部分易疲劳、寿命低、装配误差不可避免的缺点, 同时整体叶盘的叶片与轮盘作为整体结构加工出来, 大大减小了叶盘的结构重量和零件数量, 极大地简化了发动机结构; 另一方面, 整体叶盘采用的宽弦、弯掠叶片和窄流道结构有效地提高了气动效率^[1]。随着轻质、高强度、耐高温材料(如钛合金、高温合金和复合材料等)广泛地应用于整体叶盘的制造中, 其可靠性和工作性能得到了进一步的提高。

由于整体叶盘的结构特点, 通道两侧的叶片多为复

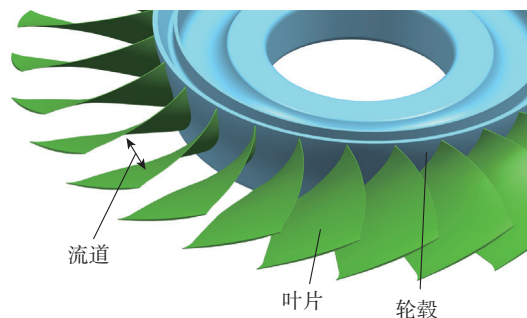


图1 开式整体叶盘结构示意图
Fig.1 Structure diagram of open blisk

杂薄壁自由曲面结构, 其几何精度要求较高, 加工叶片还要受到内轮毂与相邻叶片的约束, 通道内腔槽复杂、开敞性差, 容易发生干涉, 因而刀轴方向难以控制。此外整体叶盘的叶片具有薄壁、刚性差、易变形、切除量大

* 基金项目: 国家高档数控机床与基础制造装备科技重大专项 (2014ZX04012013)。

等工艺特性^[2-3],对刀具性能要求比较高,这给整体叶盘加工带来很大的困难。

针对整体叶盘的刀轴优化和刀具选择难题,国内外学者进行了大量的研究。Ho等^[4]研究了利用典型位置来定义符合机床运动学特性的刀轴,采用四元数值差值计算中间位置刀轴矢量,并对其进行刀具干涉检验得出最后优化的刀轴矢量。Wang和Tang^[5]通过计算每一切触点的有效角速度求得五轴加工中无干涉可用刀轴。Castagnetti等^[6]提出在规划刀轴同时计算几何约束和机床运动学约束的方向可行域概念来优化刀轴。南京航空航天大学姬俊峰等^[7]借鉴动画设置关键帧的思想提出一种全局光顺刀轴矢量生成方式,能避免刀轴矢量突变引起的机床振动,但该算法程序依赖于曲面矢量,计算量大,算法冗余。西北工业大学的王晶等^[8]提出一种基于临界约束的刀轴优化算法,获得的刀轴可以显著地改善机床运动的连续性,并避免刀具的干涉,但算法中采用点搜索法计算每一切触点的刀轴可行域来优化刀轴,工程应用中计算量大。西北工业大学的任军学等^[9]提出了控制线控制球头刀刀轴加工整体开式叶盘的通道,该方法不仅可以解决开式叶盘叶片加工中的刀具干涉问题,而且有效地避免了刀轴突变引起的啃伤现象,明显提高了叶盘表面的加工质量,但算法基于球头刀刀心与待加工叶片等偏置面的特点,无法克服球头刀易磨损,加工中需要多次换刀的缺点。综合当前研究和实际加工现状,五轴加工的成本比较高,对机床刚性和刀具的要求都比较高,而基于控制线的球头刀四轴加工虽然解决了刀轴突变引起的啃伤现象,但是球头刀易磨损,加工中存在需要多次换刀的问题。

本文在利用基于控制线球头刀加工整体叶盘的理论基础上,结合环形刀切削线速度大,加工效率高,相同材料去除量下刀具寿命相对于球头刀更高^[10]的优点,提出一种利用球头刀刀轴控制线解决环形刀刀轴控制进行四轴加工的算法。文章首先阐述基于球头刀四轴加工控制线的生成方法;其次在建立球头刀和环形刀的刀具与曲面啮合关系的基础上,确定球头刀和环形刀的刀轴关系并计算环形刀的刀位点,进而提出一种环形刀刀轴通过控制线的算法,并求出控制线的环形刀可用刀轴;最后对算法进行试验仿真及加工验证。

1 球头刀四轴加工刀轴控制线的生成方法

刀轴控制线是控制刀具在加工过程中刀轴变化的一条光滑样条曲线,在规划的刀位轨迹上,每一个刀位点在刀轴控制线上有相对应的刀轴控制点。每一个刀位点指向刀轴控制点的方向作为其刀位点的刀轴矢量方向,在加工中由刀位点和刀轴矢量共同决定刀具加工

姿态。

在求取球头刀的四轴加工刀轴控制线时,首先将两侧的叶片型面以及内轮毂曲面向通道内侧偏置一个刀具半径加切削余量的距离,其中切削余量视情况而定,比如叶盘尺寸和加工工艺,叶盘尺寸越大余量越大,粗铣余量大于精铣余量等,得到通道内侧的偏置面,并在外轮毂处沿叶片边沿做半径为刀具半径的管道曲面,若没有管道曲面,则叶尖点与刀轴的距离可能小于刀具半径,从而发生干涉。

每个位于叶型偏置面上的刀位点,其可用刀轴区域均为一个扇形区域,如图2所示,该扇形区域的具体生成方法为:首先用一系列平行于刀轴方向的摆刀平面,面之间的间距由加工精度决定,来截取两个通道偏置面,得到两条叶型偏置面截面线;在这两条截面线上按一定的密度离散出一系列的刀位点,任取其中一个刀位点 C ,依次计算该刀位点与通道方向其余刀位点的矢量 V_i^1 ,并计算出 C 点在叶型曲线上的法矢 N 在摆刀平面上的分量 N' ,依次计算 V_i^1 和 N' 的夹角 α_i ,取夹角最小的矢量即为刀位点 C 在本截面线侧的临界刀轴矢量;过刀位点 C ,沿矢量 N' 方向做直线,和通道对侧的截面线相交于点 C' ,在 C' 和对侧的截面线上的开口之间按照一定的密度离散一系列的点,依次计算刀位点 C 和对侧一系列点之间的矢量 v_i^2 ,以及这些矢量和矢量 N' 的 β_i ,取夹角最大的矢量即为相邻叶片的临界刀轴矢量,如图中所示临界刀轴矢量分别为 T_1 和 T_2 ;本截面线侧的临界刀轴矢量和相邻叶片的临界刀轴矢量之间的开口区域即为该刀位点的四轴无干涉刀轴摆动区间。

以叶盘回转中心为中心轴,考虑到刀具和刀柄对叶片的避让,利用大于叶盘半径的距离为半径构造一个回转圆柱面,则任意一个刀位点的无干涉摆动扇形区域与上述回转圆柱面交于一段圆弧线,该圆弧线即为无干涉刀轴摆动弧。如图3所示,求出叶盆侧摆刀平面内第 i

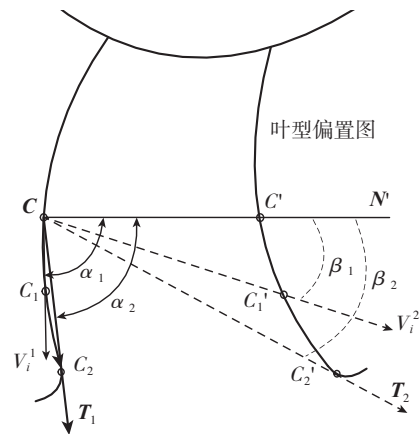


图2 无干涉刀轴求解

Fig.2 Solution to the Interference-free Cutter Shaft

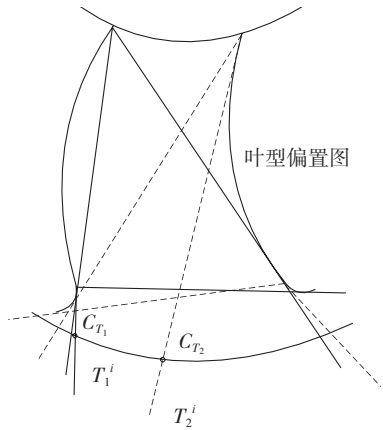


图3 无干涉刀轴摆动弧的求解

Fig.3 Solution to the oscillating arc of the interference-free cutter shaft

个刀位点的叶盆侧的临界刀轴矢量 T_1^i 如图中实线所示,以及相对叶背侧的临界刀轴矢量 T_2^i 如图中虚线所示,这两个刀轴矢量与回转圆柱面交于两个点,取叶盆侧所有刀位点对应的两个交点中距离最近的两个点 C_{T_1} 和 C_{T_2} ,过这两个点,以摆刀平面和叶盘中心轴的交点为圆心,得到的圆弧即为该摆刀平面内所有刀位点对应的无干涉摆刀曲线。理论上,该无干涉摆刀曲线上任意一点和任一刀位点的连线所得的刀轴都是不干涉的。用上述方法求取所有摆刀平面内的无干涉摆刀曲线,并将这些曲线组拟合成一个曲面,即为叶盆侧的无干涉刀轴控制面,且无干涉刀轴控制面内的任意一点都可以作为四轴加工的不干涉刀轴控制点。叶背侧无干涉刀轴控制面求解同理。

为了获得较好的加工质量和加工效率,按照一定的生成准则^[9],沿着切削方向在无干涉刀轴控制面上生成一条曲线作为无干涉刀轴控制线。得到的无干涉刀轴控制线在加工中可以保证刀轴变化不依赖于曲面,刀轴变化较为平缓,从而使加工表面较为光滑。

但根据环形刀的刀具结构以及加工中切触关系,环形刀心点与切触点之间的距离随着曲面曲率的变化而改变,因而,环形刀刀心轨迹不在与加工平面等距离的偏置面上,因此环形刀控制线的生成方法中刀心点等偏置面不适应于环形刀刀心点轨迹,为了简化环形刀刀轴控制线的求解,可以采用球头刀的控制线,需要建立环形刀与球头刀的刀具与曲面啮合关系,确定刀轴之间的关系,并计算环形刀的刀心点。

2 球头刀和环形刀的刀位计算

为了计算环形刀与球头刀的刀轴关系,在确保两者刀轴与切触点法矢夹角相同的情况下,需建立环形刀与球头刀的刀具与曲面的啮合关系,以此确定环形刀与球

头刀的刀轴关系和计算环形刀的刀心点。

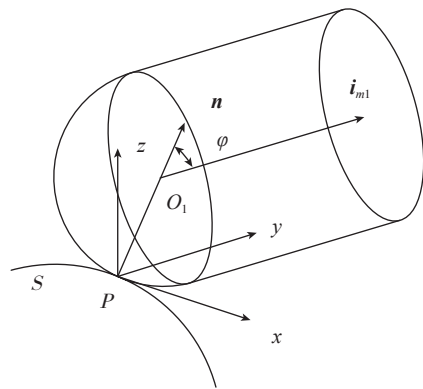
2.1 球头刀和环形刀刀轴矢量的关系

为求取环形刀和球头刀的刀轴中心线,考察半径为 R 的球头刀和曲面的啮合关系,如图 4 (a) 所示,及刀具半径为 R 、底刃半径为 r 的环形刀和曲面的啮合关系,如图 4 (b) 所示。

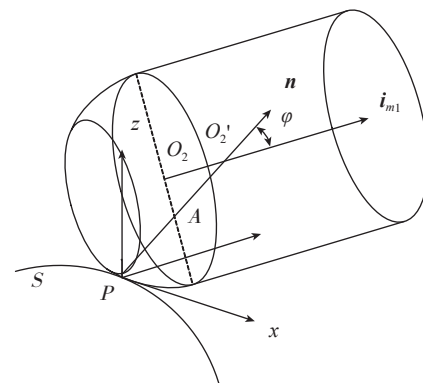
在图 4 (a) 中,球头刀刀心 O_1 位于法矢 n 上,和切触点 P 的距离为 R ,球头刀的刀轴矢量为 i_{m1} ,设 i_{m1} 与 n 的夹角为 φ 时,则球头刀的刀轴矢量集合为以 O_1 为顶点的锥面 $P_1(x, y, z)$ 上,如图 5 (a) 所示。在图 4 (b) 中,环形刀切触点为 P ,环形刀底环环心与法矢 n 交点为 A ,刀心点为 O_2 ,刀轴与法矢 n 的交点为 O_2' ,刀轴矢量为 i_{m2} ,当 i_{m2} 与 n 的夹角为 φ 时,则环形刀的刀轴矢量集合为以 O_2' 为顶点的锥面上 $P_1(x, y, z)$,如图 5 (b) 所示。

在四轴加工模式下,当球头刀和环形刀与曲面切触于相同点 P ,且刀轴和法矢夹角 φ 也相同时, φ 角度受到法矢 n 的约束。为完成四轴加工,刀轴矢量集合锥面必须与过锥面顶点的四轴摆刀平面有交线。

法矢 n 和摆刀平面有夹角 α ,不失一般性,令摆刀



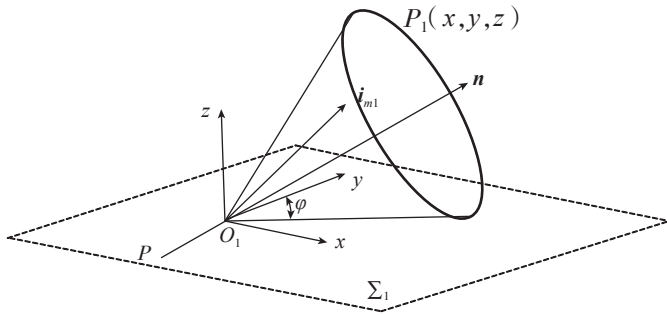
(a) 球头刀和曲面



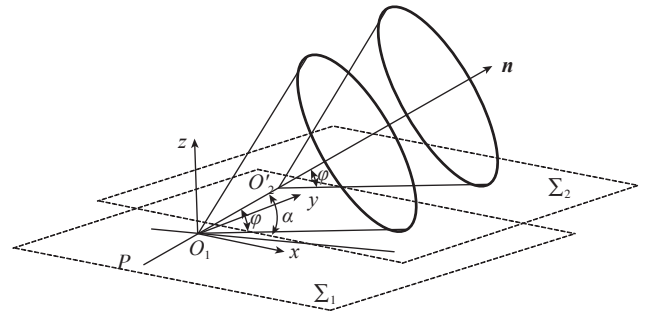
(b) 环形刀和曲面

图4 刀具与曲面啮合关系

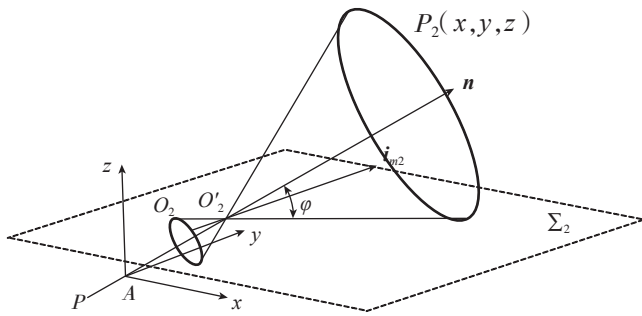
Fig.4 Meshing relationship between the cutter and the curved surface



(a) 球头刀空间刀轴集合模型



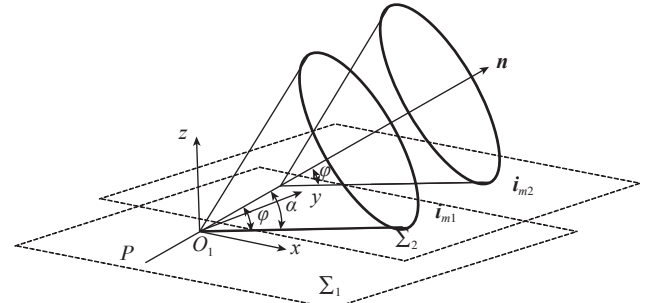
(a) $\phi < \alpha$



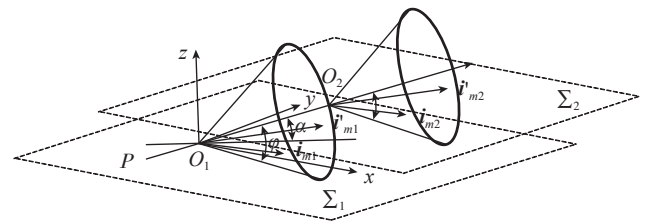
(b) 环形刀空间刀轴集合模型

图5 空间刀轴集合模型

Fig.5 Spatial model of the assembly of the cutter shafts



(b) $\phi = \alpha$



(c) $\phi > \alpha$

图6 可用刀轴空间关系

Fig.6 Spatial relationships of the available cutter shafts

平面为 XOY 平面, 设 $\mathbf{n} = (i, j, k)$, 则 \mathbf{n} 与平面 XOY 的夹角有:

$$\alpha = \arccos \frac{\sqrt{i^2 + j^2}}{\sqrt{i^2 + j^2 + k^2}} \quad (1)$$

当 $\phi < \alpha$ 时, 如图 6 (a) 所示, 刀轴集合与摆刀平面没有交线, 不能完成四轴加工。

当 $\phi = \alpha$ 时, 如图 6 (b) 所示, 刀轴集合与摆刀平面只有一条交线, 理论上能在四轴方式下实现刀具与加工面的啮合, 但受开式整体叶盘复杂干涉结构的影响, 无法完成整张曲面的连续加工。

当 $\phi > \alpha$ 时, 如图 6 (c) 所示, 锥面 P_1 与平面 Σ_1 有两条交线 \mathbf{i}_{m1} 和 \mathbf{i}'_{m1} , 锥面 P_2 与平面 Σ_2 有两条交线 \mathbf{i}_{m2} 和 \mathbf{i}'_{m2} , 由于实际加工中开式整体叶盘通道的单向性, 两条交线只能取指向通道外侧的一条做为可用刀轴。由图形的相似性可知 $\mathbf{i}_{m1} // \mathbf{i}_{m2}$, $\mathbf{i}'_{m1} // \mathbf{i}'_{m2}$ 。

当球头刀和环形刀切触于曲面相同点 P 并进行四轴加工时, 且刀轴矢量与曲面法矢 \mathbf{n} 夹角同为 ϕ 时, 环形刀的刀轴矢量和球头刀刀轴矢量平行。

2.2 环形刀刀位点的计算

图 4 (b) 中所示, 环形刀和曲面啮合于 P 点, 前述已知刀轴矢量和曲面法矢夹角相同时, 环形刀刀轴矢量和球头刀刀轴矢量平行。由球头刀刀轴矢量位于刀心

点和刀轴控制线上等高点的连线上, 可得环形刀刀轴矢量的方向, 刀轴矢量标准化 $\frac{\mathbf{i}_{m1}}{|\mathbf{i}_{m1}|} = \frac{\mathbf{i}_{m2}}{|\mathbf{i}_{m2}|} = \mathbf{i}_m$ 。考察刀轴矢量和曲面法矢 \mathbf{n} 所构成的平面 Σ , 图 7 所示。

A 为环形刀底刃中心线与法矢 \mathbf{n} 的交点, ϕ 为刀轴与矢量 \mathbf{n} 的夹角。在空间坐标系中, P 点的坐标为 (x_p, y_p, z_p) , 法矢 \mathbf{n} 为 (i, j, k) , \mathbf{i}_m 为 (x_m, y_m, z_m) , 得球头刀的刀心点 O_1 的坐标:

$$\overrightarrow{OO_1} = \overrightarrow{OP} + \mathbf{n} \cdot R, \quad (2)$$

式中, $OP = (x_p, y_p, z_p)$ 。由几何关系可求得点 O'_1 的坐标:

$$\overrightarrow{OO'_1} = \overrightarrow{OO_1} + \overrightarrow{O_1O'_1}, \quad (3)$$

式中, $\overrightarrow{O_1O'_1} = -\mathbf{i}_m \cdot \cos \phi (R - r)$, 求取点 A 的坐标:

$\overrightarrow{OA} = \overrightarrow{OP} + \mathbf{n} \cdot r$, 则矢量 $\overrightarrow{AO_1} = \overrightarrow{OO_1} - \overrightarrow{OA}$, 同理可求得环形刀刀心点 O_2 的坐标为:

$$\vec{OO}_2 = \vec{OO}_1 + \vec{O}_1O_2, \quad (4)$$

式中, $\vec{O}_1O_2 / |\vec{O}_1O_2| = \vec{AO}_1' / |\vec{AO}_1'|$, 且:

$$|\vec{O}_1O_2| = (1 - \sin \phi)(R - r). \quad (5)$$

再根据环形刀端部内的几何关系, 可知刀尖点 T 的坐标为:

$$\vec{OT} = \vec{OO}_2 + \vec{O}_2T, \quad (6)$$

式中, $\vec{O}_2T = -i_m \cdot r$,

$$\begin{aligned} \text{得: } \vec{OT} = & \vec{OP} + R \cdot n - ((R - r) \cos \phi + r) \cdot i_m \\ & + \frac{(R - r)(1 - \sin \phi)(n - \cos \phi \cdot i_m)}{|n - \cos \phi \cdot i_m|}, \end{aligned} \quad (7)$$

式中: $\phi = \arccos \left(\frac{x_m i + y_m j + z_m k}{\sqrt{i^2 + j^2 + k^2} \sqrt{x_m^2 + y_m^2 + z_m^2}} \right)$ 。 i_{m1} 和

i_{m2} 的空间距离 $|\vec{O}_1O_2|$ 就是环形刀采用四轴加工且刀轴矢量和切触点法矢夹角与球头刀相同时, 环形刀和球头刀刀轴中心线之间的距离。球头刀刀轴中心线一定通过刀轴控制线, 因此环形刀刀轴中心线和刀轴控制线有一定的距离, 此时无法保障所生成的环形刀刀位轨迹不会产生干涉。为了避免环形刀加工中零件发生干涉, 需要对环形刀刀位点和刀轴进行调整, 通过改变环形刀刀轴矢量和切触点法矢夹角 ϕ , 使其通过球头刀的刀轴控制线, 达到无干涉四轴加工的目的。

3 环形刀刀轴通过控制线方法

由于环形刀和球头刀在相同的 ϕ 角条件下, 刀心点与切触点的距离不同, 环形刀刀心线不通过球头刀控制线上的控制点, 必须在环形刀四轴加工模式下调整 ϕ 角, 使环形刀刀心线通过球头刀刀轴控制线。

如图 7 所示, 环形刀和球头刀均与加工面切触于点

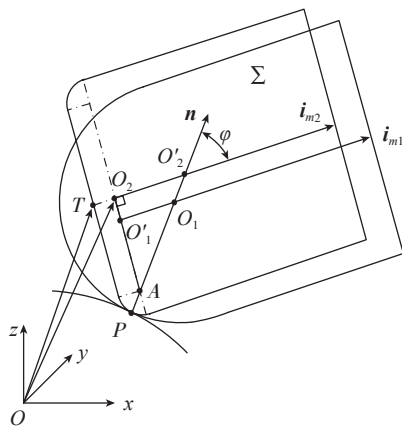


图7 基于控制线的环形刀刀位点计算

Fig.7 Cutter location point calculation of the circular cutter based on the control curve

P , 当 ϕ 角发生变化时, 球头刀为满足四轴加工, 必须使 i_{m1} 在过点 O_1 且平行于 XOY , 其理论摆动范围是 360° , 由于三角形 AO_1O_1' 是直角三角形, 在此过程中 O_1' 划过的轨迹均位于以 AO_1 为直径的球面 S_1 上, 具体轨迹为平面 $Z = z(O_1)$ 与球面 S_1 相交构成的圆 O_3 , 如图 8 所示。

根据图 7, $|AO_2| = R - r$, 可知环形刀刀心点一定位于以 A 为中心, 以 $R - r$ 为半径的球面 S_2 上面, 将 AO_1' 延长, 与球面 S_2 的交点就是环形刀刀心点 O_2 , 随 ϕ 角变化, 将圆 O_3 沿点 A 投影到球面 S_2 上, 所得的曲线 l 就是所有满足四轴加工的环形刀刀心点集合, 而每个刀心点所对应的刀轴矢量由曲线 l 和直线 O_1O_2' 上等高点的连线确定, 考虑到避免与叶片发生自干涉, 其可用区域位于曲线和曲面法矢同侧的区域, 如图 9 所示。

连接曲线 l 和直线 O_1O_2' 上等高点构成直纹面 Σ' , 并将其向流道外侧延拓至曲线 l' , 如图 10 所示, 直纹面上的每条直纹线都是和加工曲面切触于 P 点的环形刀加工刀心线。图 10 所示的加工状态下, 曲面法矢表明这是在加工一个向右上侧呈现凸出状态的曲面, 即一个顺航向逆时针旋转的整体叶盘的叶背面, 其球头刀控制

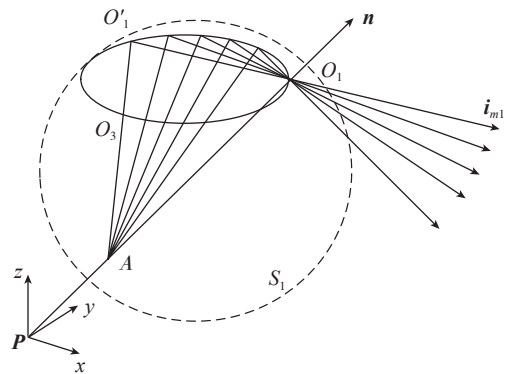


图8 球头刀刀尖点轨迹

Fig.8 Tool nose point locus of the ball-end cutter

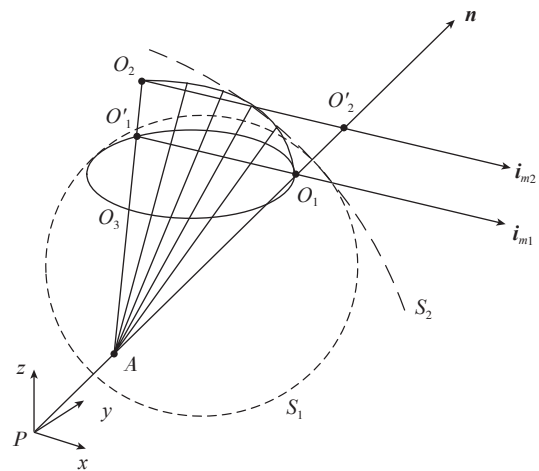


图9 环形刀刀心点轨迹

Fig.9 Tool center point locus of the circular cutter

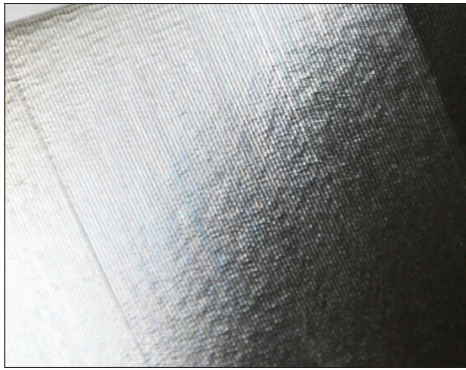


图13 加工结果局部图

Fig.13 Local map of the machining result

可以有效地解决加工过程中因刀轴变化率过大引起的叶片啃伤问题,提高了叶片加工表面质量,同时利用环形刀刀具磨损小解决了基于控制线球头刀四轴加工因为刀具易磨损需要频繁换刀的问题,提高了叶盘加工效率,在一定程度上降低了加工成本。

采用环形刀带来的缺点是同样行距的情况下,残留高度相比球头刀加大。在某型整体叶盘加工中,曾采用的加工刀具从 D8 球头刀改成 D12R3 的环形刀,在同样是 0.4mm 行距的情况下,其残留高度从 0.005mm 增加到了 0.0067mm,略微增大的残留高度仍是可以接受的,但实际工艺规划中仍需注意。若按等残留高度值进行加工,则环形刀相比同直径球头刀,其行距必须加密。

参考文献

[1] 任军学,张定华,王增强,等.整体叶盘数控加工技术研究[J].航空学报,2004,25(2):205-208.
REN Junxue, ZHANG Dinghua, WANG Zengqiang, et al. Research on the CNC machining technique of blisk[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2004, 25(2):205-208.

[2] 任军学,姜振南,姚倡锋,等.开式整体叶盘四坐标高效开槽插铣工艺方法[J].航空学报,2008,29(6):1692-1698.
REN Junxue, JIANG Zhennan, YAO Changfeng, et al. Process for 4-axis high efficiency slot plunge milling of open blisk[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2008, 29(6):1692-1698.

[3] 单晨伟,任军学,张定华,等.开式整体叶盘四坐标侧铣开槽粗加工轨迹规划[J].中国机械工程,2007,18(16):1917-1920.
SHAN Chenwei, REN Junxue, ZHANG Dinghua, et al. 4-axis CNC sidemilling roughing path planning for open blisks[J]. China Mechanical Engineering, 2007, 18(16):1917-1920.

[4] HO M C, WANG Y R, HU C H. Five-axis tool orientation smoothing using quaternion interpolation algorithm[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2003, 43(12): 1259-1267.

[5] WANG N, TANG K. Automatic generation of gouge-free and angular-velocity-compliant five-axis tool path[J]. Computer Aided Design, 2007, 39(10):841-852.

[6] CASTAGNETTI C, DUC E, RAY P. The domain of admissible orientation concept: a new method for five-axis tool path optimization[J]. Computer-Aided Design, 2008, 40(9):938-950.

[7] 姬俊锋,周来水,安鲁陵,等.一类开式整体叶轮五坐标数控加工刀轴矢量生成及其光顺方法的研究[J].中国机械工程,2009,20(2):202-206.

JI Junfeng, ZHOU Laishui, AN Luling, et al. Generation and the smoothing method of 5-axis nc machining tool orientation for the open integrated impeller[J]. China Mechanical Engineering, 2009, 20(2):202-206.

[8] 王晶,张定华,罗明,等.复杂曲面零件五轴加工刀轴整体优化方法[J].航空学报,2013,34(6):1452-1462.

WANG Jing, ZHANG Dinghua, LUO Ming, et al. A global tool orientation optimization method for five-axis CNC machining of sculptured surfaces[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2013, 34(6):1452-1462.

[9] 任军学,杨大望,姚倡锋,等.基于控制线的开式整体叶盘叶片四轴数控加工刀轴控制方法[J].航空学报,2012,33(8):1515-1523.

REN Junxue, YANG Dawang, YAO Changfeng, et al. A cutter-axis vector control method for open blisk 4-axis CNC machining based on the control curve[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2012, 33(8):1515-1523.

[10] 陈英.模具高速铣削刀具轨迹规划与工艺参数优选技术的研究[D].长春:吉林大学,2012.

CHEN Ying. Research on tool path planning and process parameter optimization technology of high speed milling for die[D]. Changchun: Jilin University, 2012.

(责编 大漠)

(上接第87页)

响,裂纹扩展速率的试验数据的离散性较大,因此,层板的制备工艺对性能影响较大。

参考文献

[1] 程晓琳,李文晓,薛元德.单向玻璃纤维-铝合金层板的几种力学性能研究[J].纤维复合材料,2007,3(19):18-20.
CHENG Xiaolin, LI Wenxiao, XUE Yuande. Research on mechanical properties of unidirectional glass fiber-aluminum alloy laminates[J]. Fiber Composites, 2007, 3(19):18-20.

[2] MCDIARMID D L. Fatigue under out of phase bending and torsion[J]. Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures, 1987, 10(6): 457-475.

[3] HOMAN J J. Fatigue initiation in fiber metal laminates[J]. International Journal of Fatigue, 2005, 28(4), 1-9.

[4] SEO H, HAHN H T, YANG J M. Impact damage tolerance and fatigue durability of GLARE laminates[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 2008, 130(4):1648-1652.

[5] BAGNOLI F, BERNABEI M, FIGUEROA-GORDON D, et al. The response of aluminium/GLARE hybrid materials to impact and to in-plane fatigue[J]. Materials Science and Engineering A, 2009, 523(1-2):118-124.

(责编 大漠)