

平面蜗轮连续分度飞削加工及工艺试验研究

邱昕洋, 张光辉, 秦大同

(重庆大学机械传动国家重点实验室, 400030, 重庆)

摘要: 为了解决单齿分度成形加工法存在的生产效率低、操作繁琐、出错率高等问题,提出了连续分度飞削加工平面蜗轮的方法. 采用活动标架建立了飞削加工数学模型,以最大偏差极小化为目标优化函数,将刀尖回转半径、刀杆倾角作为优化变量,使加工面误差控制在 ± 0.01 mm的范围内,并对加工面及误差分布进行了模拟. 采用齿面印痕法对加工精度进行检验,结果表明,接触印痕与理论接触区的一致性较好,飞削加工不仅生产效率高,而且分度精度可靠,可用于加工普通精度的平面蜗轮齿面.

关键词: 平面蜗轮;加工方法;连续分度;工艺试验

中图分类号: TG61 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2010)07-0095-05

Continuous-Indexing Fly Cutting Planar Worm Gear and Technology Experiment

QIU Xinyang, ZHANG Guanghui, QIN Datong

(State Key Laboratory of Mechanical Transmission, Chongqing University, Chongqing 400030, China)

Abstract: In process of cutting tooth surface on planar worm gear, the single-indexing form-cutting method is with low-level efficiency, operation complexity and high error-ratio. To avoid these defects, a continuous-indexing form-cutting method was presented. A mathematical model of fly cutting was proposed by adopting the moving frame, the majorized function was established for minimizing the maximal error. The gyration radius of fly cutter and slope angle of cutter holder were optimized. The error of finish surface in the case was controlled in ± 0.01 mm, the surface and error distribution were simulated. The machining precision was tested by contact check-up. It is noted that the red contact mark appearing on tooth surface of worm gear coincides well with the theoretical contact area.

Keywords: planar worm gear; machining method; continuous-indexing; technology experiment

目前,对平面蜗轮^[1]齿面的加工常采用单齿分度成形加工法^[2-3],如铣齿、插齿等,虽然加工原理简单,但生产中却存在着一些问题,如单齿分度使得生产效率低,分齿过程中需人为干预时,操作繁琐、出错率高,因此必须通过高精度的分度装置及检测手段来保证分度精度. 分齿过程若由机床自动完成,则依赖于具有自动分齿功能的机床,而采用盘形铣刀的刀具成本较高. 采用指状铣刀或插刀在加工斜平面时,需要机床具有倾斜进给功能,导轨倾角与母平面倾角应一致,除早期生产的玛格(MAAG)插齿机

外,具有该功能的机床却很少见到.

为了实现平面蜗轮高效率、高精度、低成本的加工目标,本文提出了连续分度飞削加工的方法^[4],并对飞削加工原理和加工偏差进行了深入的分析,在此基础上进行了工艺试验研究,验证了该方法的可行性,为该加工方法的应用奠定了工艺基础.

1 飞削加工原理及数学模型分析

1.1 飞削原理分析

平面蜗轮的连续分度飞削加工过程类似于滚齿

过程,可以将该方法中的飞刀看作是一把单刃滚刀,飞刀与工件联动,实现依靠滚齿机内联传动链连续分度的目的。如图1所示,由于整个过程中只有一条切削刃在工作,不存在展成运动,属成形加工,因此飞刀的刀形应选为直线。

飞削加工过程涉及以下几个运动:①分齿运动,其要求飞刀每转过一圈,被加工工件即转过 n 个齿距角(通常取 $n=1$);②对角进给运动,用于实现整个齿面(尤其针对齿根部)的切削加工(当母面倾角为 0° 时演变为轴向进给运动);③径向进刀运动,用于实现径向进给切出全齿深。

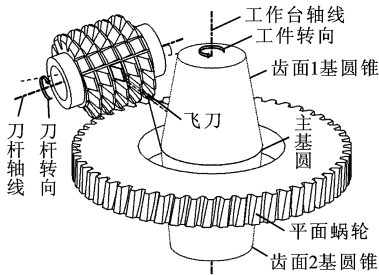
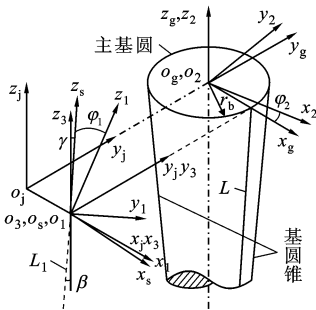


图1 飞刀飞削加工原理

1.2 数学模型的建立

由于变齿厚平面蜗轮的两侧齿平面倾角不相等,因此两侧齿面的成形加工要分别进行。为了便于描述飞削加工的数学模型,建立的坐标系如图2所示。 σ_1 与刀具固联, σ_2 与工件固联, σ_s 用于调整刀杆倾角, $L_1 \parallel L$, σ_3 的原点 o_3 沿 L_1 移动。



$o_j x_j y_j z_j$: 固定坐标系, 记为 σ_j ; $o_g x_g y_g z_g$: 固定坐标系, 记为 σ_g ;

$o_3 x_3 y_3 z_3$: 平移坐标系, 记为 σ_3 ; $o_s x_s y_s z_s$: 调整坐标系,

记为 σ_s ; $o_1 x_1 y_1 z_1$: 回转坐标系, 记为 σ_1 ; $o_2 x_2 y_2 z_2$:

回转坐标系, 记为 σ_2 ; φ_1 : 刀具转角; φ_2 : 工件

转角; β : 母面倾角; γ : 刀杆倾角; L : 基圆

锥母线; r_b : 主基圆半径

图2 飞刀飞削模型的建立

由图2可知,从 σ_1 到 σ_2 的坐标变换矩阵为

$$\mathbf{M}_{21} = \mathbf{M}_{2g} \mathbf{M}_{g1} \mathbf{M}_{j3} \mathbf{M}_{3s} \mathbf{M}_{s1} \quad (1)$$

式中: $\mathbf{M}_{s1}$ 为从 σ_1 到 σ_s 的坐标变换矩阵; $\mathbf{M}_{3s}$ 为从 σ_s 到 σ_3 的坐标变换矩阵; $\mathbf{M}_{j3}$ 为从 σ_3 到 σ_j 的坐标变换

矩阵; $\mathbf{M}_{g1}$ 为从 σ_j 到 σ_g 的坐标变换矩阵; $\mathbf{M}_{2g}$ 为从 σ_g 到 σ_2 的坐标变换矩阵。刀具切削刃(直线)在 σ_1 中的矢量为

$$\mathbf{r}_1 = u \mathbf{e}_{y_1} \quad (2)$$

式中: u 为刀具切削刃的直线参数; $\mathbf{e}_{y_1}$ 为 y 方向的底矢量。

将式(2)通过式(1)转换到 σ_2 中,得飞削直线簇矢量为

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{r}_2^* &= D \mathbf{e}_{x_2} + E \mathbf{e}_{y_2} + F \mathbf{e}_{z_2} = \mathbf{r}_2^*(u, \varphi_1, \lambda) \\ D &= (\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 - \cos \varphi_2 \sin \gamma \sin \varphi_1) u + \\ &\quad \cos \varphi_2 (-r_b + \lambda \sin \beta) - a \sin \varphi_2 \\ E &= (\cos \varphi_2 \cos \varphi_1 + \sin \varphi_2 \sin \gamma \sin \varphi_1) u - \\ &\quad \sin \varphi_2 (-r_b + \lambda \sin \beta) - a \cos \varphi_2 \\ F &= -u \cos \gamma \sin \varphi_1 + \lambda \cos \beta \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

式中: λ 为 o_3 在 L_1 上的位置参数,是时间 t 的函数; a 为 o_j 和 o_g 间的距离,即加工中心距。

1.3 模型的分析

当 $\varphi_1 \equiv 0^\circ$, λ 随 t 变化时,式(3)模型描述的是单齿分度插削加工,所得加工面为理论齿平面;当 $\lambda \equiv 0$, φ_1 随 t 变化时,式(3)模型描述的是无对角进给运动连续分度飞削加工。为了便于理解,下面将对无对角进给运动连续分度飞削加工模型($\lambda \equiv 0$)进行分析。简化后的飞削模型矢量记为

$$\left. \begin{aligned} \mathbf{r}_2 &= \rho(\varphi_1) \mathbf{e}_\rho + \tau(\varphi_1) \mathbf{e}_\tau \\ \rho(\varphi_1) &= (-r_b \cos \varphi_2 - a \sin \varphi_2) x_2 + \\ &\quad (r_b \sin \varphi_2 - a \cos \varphi_2) y_2 \\ \tau(\varphi_1) &= (\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 - \cos \varphi_2 \sin \gamma \sin \varphi_1) x_2 + \\ &\quad (\cos \varphi_2 \cos \varphi_1 + \sin \varphi_2 \sin \gamma \sin \varphi_1) y_2 - \\ &\quad \cos \gamma \sin \varphi_1 z_2 \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

由于式(4)不满足条件 $(\rho', \tau, \tau') = 0$, 因此 $\mathbf{r}_2$ 不是平面,为不可展直纹面^[5]。

1.4 飞削加工的方法性偏差

与图2和式(3)相对应的理论齿平面方程为

$$\pi: \cos \beta (x - r_b) - z \sin \beta = 0 \quad (5)$$

$\mathbf{r}_2$ 与 π 间存在差异,被称为方法性偏差。在式(4)描述的飞削模型中包含了2个内联运动,它们沿一对交错轴回转,其角速度之比为加工传动比。设 P 为 $\mathbf{r}_2$ 上沿 u 移动的任意点,那么 P 在 σ_2 中的相对速度矢量 $\mathbf{v}_{12}$ 为 P 随 σ_1 的回转速度和 P 随 σ_2 的回转速度的合成,因此 $\mathbf{v}_{12}$ 是 (u, φ_1) 的函数,记为

$$\mathbf{v}_{12} = v_{x2}(u, \varphi_1) \mathbf{e}_{x_2} + v_{y2}(u, \varphi_1) \mathbf{e}_{y_2} + v_{z2}(u, \varphi_1) \mathbf{e}_{z_2}$$

理论齿平面的单位法向量为

$$\boldsymbol{n} = (\cos\beta)\boldsymbol{e}_{x_2} - (\sin\beta)\boldsymbol{e}_{z_2}$$

$\boldsymbol{v}_{12}$ 沿 $\boldsymbol{n}$ 的分量可表示为

$$v_n = v_{x2}(u, \varphi_1)\cos\beta - v_{z2}(u, \varphi_1)\sin\beta$$

因为 v_n 不恒等于 0,是 (u, φ_1) 的函数,并随 (u, φ_1) 的变化而变化,因此 $\boldsymbol{r}_2$ 与 π 间的差异是不可避免的,为飞削方法所固有.

2 参数分析及优化仿真

飞削加工法利用机床的内联传动链来保证工件的分度精度,飞削齿面与理论齿面间存在不可避免的差异,会产生齿形、齿向误差.

2.1 偏差计算方法

计算加工面偏离理论齿平面的程度,准确而直观的方法是考察加工面上的点到理论齿平面的距离,或称相对距离法.

设离散点到理论齿平面的距离为 f ,由式(4)可知 $\boldsymbol{r}_2$ 是 (u, φ_1) 的函数, $\boldsymbol{r}_2$ 通过 (u, φ_1) 进行离散化处理为点的坐标 (X_2, Y_2, Z_2) ,并得到

$$f = \frac{A_P X_2 + B_P Y_2 + C_P Z_2 + D_P}{(A_P + B_P + C_P)^{1/2}} \tag{6}$$

式中: A_P 、 B_P 、 C_P 、 D_P 为理论齿平面方程的系数,由式(5)确定.

2.2 参数分析

结合工程实际引入算例,其参数见表 1,并对影响加工面偏差的主要因素 γ 和刀尖回转半径 r_d 进行了深入分析^[6]. 首先对母平面倾角 $\beta_2=4.5^\circ$ 的齿面进行分析,在 γ 取最优解的情况下, r_d 对 f 的极值 f_m 的影响情况如图 3 所示.

表 1 蜗轮副参数

a/mm	蜗杆头数	蜗轮齿数	端面模数 /mm	压力角 / $^\circ$	β_1 / $^\circ$	β_2 / $^\circ$	蜗轮厚度 /mm
160	1	80	3.35	24	0	4.5	34

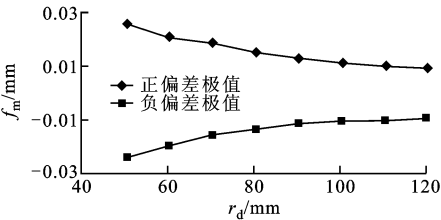


图 3 刀尖回转半径对误差极值的影响

由于 f_m 随 r_d 的增大而减小(指绝对值),因此增大 r_d 有利于减小加工误差.当 r_d 固定不变时, f_m 取得正负 2 个极值,其绝对值几乎相等.因此,只需

考察优化参数对 f_m 正值部分的影响.

当 r_d 取不同值时, γ 对 f_m 的影响如图 4 所示.由图 4 可知, r_d 固定不变, γ 从 0° 到 4.5° 时, f_m 出现极小值. r_d 越大,使得 f_m 取极小值的 γ 不断增大并靠近 β_2 . f_m 的影响十分明显,其敏感程度随 r_d 的增大略有减小,因此 γ 是一个重要的优化变量,对加工面的质量影响很大.

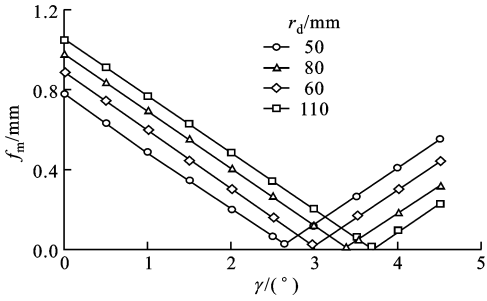


图 4 刀杆倾角对误差极值的影响

结合图 3 及 1.4 节可知, f_m 随 r_d 的无限增大而无限趋近于 0,但都无法达到绝对 0 值.在图 4 中,当 $r_d=110\text{ mm}$ 时, f_m 取得的极值约为 $\pm 0.01\text{ mm}$,较图中其他 r_d 的情况更为理想.对于 $\beta_1=0^\circ$ 的齿面, r_d 、 γ 对 f_m 的影响情况与 $\beta_2=4.5^\circ$ 的齿面相似.

2.3 优化结果及仿真

由 2.2 节得到的优化结果如表 2 所示.采用表 2 中的结果,对 $\beta_2=4.5^\circ$ 的齿面进行模拟仿真^[7-8],得到的 $\boldsymbol{r}_2$ 及 π 如图 5a 所示,7 条直母线上的离散点到 π 的距离如图 5b 所示.

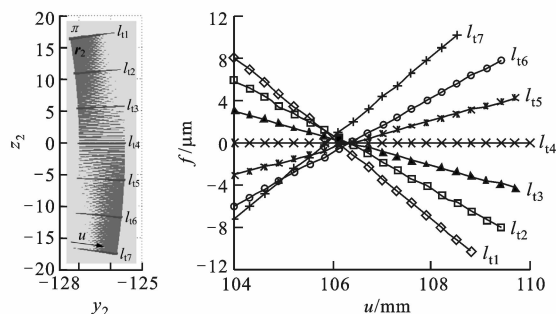
表 2 齿面优化结果

r_d/mm	$\beta_1=0^\circ$		$\beta_2=4.5^\circ$	
	$\gamma/^\circ$	f_m/mm	$\gamma/^\circ$	f_m/mm
110	-0.82	± 0.009	3.68	± 0.01

由图 5a 可知, l_{t4} 位于 π 内,其余直母线都穿过 π ,表明 $\boldsymbol{r}_2$ 与 π 相交.由图 5b 可知, l_{t4} 上的点到 π 的距离均为 0, l_{t4} 位于 π 内.随着 u 的增加, l_{t1} 上的点到 π 的距离先正后负, l_{t1} 穿过 π , l_{t7} 上的点到 π 的距离先负后正, l_{t7} 穿过 π .离散点的最大偏差位于 l_{t1} 、 l_{t7} 上 u 取极大值的地方,即蜗轮两端面齿根部位.当 $b=34\text{ mm}$ 时, f 落在 $\pm 0.01\text{ mm}$ 的范围内.

3 工艺试验

采用表 2 中的优化结果,对连续分度飞削加工工艺进行试验验证.工艺试验在一台 Y31125E 滚齿

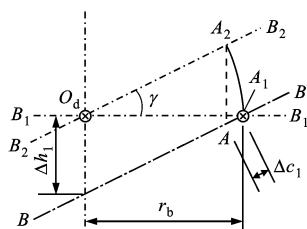


(a)加工面的形状 (b)离散点到理论齿面的距离

$l_{t1} \sim l_{t7}$: 分别表示直线刀刀在 7 个时刻的 7 条轨迹,
即加工面上的 7 条直线

图 5 加工面的形状及其误差

机上进行,当加工 $\beta_1 = 0^\circ$ 齿面时,飞刀的安装调整工艺如图 6 所示.校正刀杆使之水平,调整刀架高度使刀杆轴线位于 B_1-B_1 平面;将飞刀装在刀杆上,保证直线刀刃垂直于刀杆轴线且到 O_d 的距离为 r_b ;绕 O_d 调整刀架,调整量为 $\gamma = 0.82^\circ \pm 0.02^\circ$;沿竖直方向调整刀架;沿轴向窜动刀杆.



B_1-B_1 : 蜗轮参考水平面; B_2-B_2 : 调 γ 后的刀杆工位; $B-B$: 调 Δh_1 后的刀杆工位; A_1 : 调 r_b 后的刀杆工位; A_2 : 调 γ 后的刀杆工位; A : 调 Δh_1 后的刀杆工位; O_d : 刀杆转轴; Δh_1 : 刀架调整量; Δc_1 : 刀杆窜动量

图 6 飞刀调整工艺图

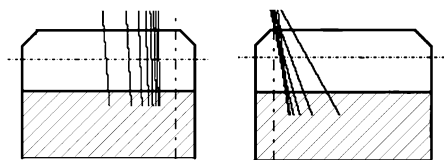
由图 6 可知,刀架及刀杆的调整量分别为

$$\Delta h_1 = r_b \sin \gamma + r_b (1 - \cos \gamma) \tan \gamma$$

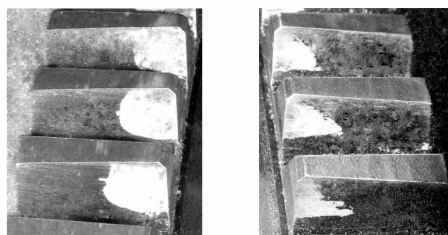
$$\Delta c_1 = r_b (1 - \cos \gamma) / \cos \gamma$$

调整加工传动比等于蜗轮齿数,进行蜗轮齿面的飞削加工.加工好一侧齿面后,在控制齿厚下加工另一侧齿面,完成蜗轮齿部的加工.

为了考察蜗轮副的加工质量,常将蜗轮副装在对检机上,采用印痕法进行接触检查^[9](见图 7). $\beta_1 = 0^\circ$ 齿面的理论接触线如图 7a 所示, $\beta_2 = 4.5^\circ$ 齿面的理论接触线如图 7b 所示. $\beta_1 = 0^\circ$ 齿面的接触印痕如图 7c 所示, $\beta_2 = 4.5^\circ$ 齿面的接触印痕如图 7d 所示.对比接触印痕与理论接触线可知,蜗轮两侧齿面接触印痕的形状、大小及相邻齿面的接触情况都达到了满意的效果.



(a)齿面理论接触线($\beta_1 = 0^\circ$) (b)齿面理论接触线($\beta_2 = 4.5^\circ$)



(c)接触印痕($\beta_1 = 0^\circ$) (d)接触印痕($\beta_2 = 4.5^\circ$)

图 7 蜗轮齿面理论接触线图及接触印痕

4 结束语

(1)本文提出的连续分度飞削加工法拓宽了平面蜗轮制齿的新思路,并成功地应用于直、斜齿平面的加工,使飞削加工法在普通滚齿机上就能够实现.该方法生产效率高,分度精度可靠,飞刀刀形简单,可制造精度高,且刀具的成本较低.

(2)应用飞削方法加工平面蜗轮时,由于方法本身带来的加工误差不可避免,因此在实例中通过增大刀尖回转半径、优化刀杆倾角,可将误差控制在 ± 0.01 mm 范围内.

(3)在连续分度飞削加工过程中,不包含展成运动,从而避免了刀具误差带来的影响.分齿运动由滚齿机内联传动链完成,由于分度精度较高,因此可使加工零件的齿距误差接近滚齿机分度蜗轮的齿距误差.

参考文献:

- [1] 张光辉. 侧隙可调式平面包络环面蜗杆传动: 中国, 99117383. X [P]. 2003-04-16.
- [2] LITVIN F L, GONZALEZ-PEREZ I, YUKISHIMA K, et al. Generation of planar and helical elliptical gears by application of rack-cutter, hob, and shaper [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2007, 196(41/44): 4321-4336.
- [3] LIN Chao, QIU Hua, QIN Datong, et al. Study for simulation analysis and experiment on high-speed dry gear milling by flying cutter [J]. VDI Berichte, 2005, 1904(1): 795-808.

[4] 罗文军,张光辉.单齿飞刀连续分度加工平面齿蜗轮方法的研究 [J]. 中国机械工程, 2006,17(3):277-278.
LUO Wenjun, ZHANG Guanghui. Research on machining method of planar worm gear using single-tooth flying cutter index-continuously [J]. China Mechanical Engineering, 2006,17(3):277-278.

[5] 梅向明,黄敬之.微分几何 [M]. 2 版. 北京:高等教育出版社, 1988:149-163.

[6] YANN H, MICHAEL G, JEAN P V. Numerical simulation and optimization of worm gear cutting [J]. Mechanism and Machine Theory, 2006,41(9):1090-1110.

[7] IBRAHIM M D, STEPHEN C V. Off line simulation system of machining processes [J]. Journal of the Franklin Institute, 2007,344:565-576.

[8] SAI W B, SALAH N B, LEBRUN J L. Influence of machining by finishing milling on surface characteristics [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2001,41(3):443-450.

[9] 齿轮手册编委会. 齿轮手册(下册) [M]. 2 版. 北京:机械工业出版社, 2000:21-47.

(编辑 管咏梅)