

# 百页轮柔性抛光力与法向位移关系模型研究

张军锋<sup>1</sup>, 史耀耀<sup>2</sup>, 蔺小军<sup>2</sup>, 吴晓君<sup>1</sup>

(1.西安建筑科技大学 机电工程学院, 陕西 西安 710055;  
2.西北工业大学 航空发动机高性能制造工业和信息化部重点实验室, 陕西 西安 710072)

**摘要:**抛光力是影响百页轮柔性抛光表面质量和效率的关键参数,而百页轮和工件的法向位移是影响抛光力的直接因素,因此建立二者的关系模型十分重要和必要。根据百页轮结构特性建立了其表面磨粒分布函数;基于弹塑性接触理论得到单颗磨粒作用时抛光力和工件变形量的表达式,并根据百页轮表面磨粒分布函数建立了抛光力和法向位移的关系模型;通过仿真和实验对所建立关系模型进行验证。结果表明:该关系模型可较好地体现柔性抛光过程中抛光力和法向位移的对应关系。

**关键词:**百页轮;柔性抛光力;法向位移;关系模型

**中图分类号:**V261.2<sup>+</sup>5      **文献标志码:**A      **文章编号:**1000-2758(2022)06-1335-08

目前国内复杂薄壁曲面构件(如航空发动机整体叶盘)的精密成形加工,大多采用球头铣刀与多坐标数控点切触、行切铣削工艺,表面完整性无法满足设计要求。实验研究表明,五轴数控+弹性磨具(如百页轮)的柔性抛光工艺是提高复杂薄壁曲面构件表面质量的有效方法之一。尽管弹性磨具的弹性变形可使磨具和复杂曲面实现良好接触,有效减小抛光力变化及加工振动对抛光表面质量的影响,但也导致抛光力处于动态变化状态。抛光加工的特点之一是只设定抛光力而不设定与磨削深度相对应的磨削用量参数<sup>[1]</sup>,其值通过磨具与工件的法向位移来调控。因此,建立百页轮柔性抛光力与法向位移的关系模型对抛光力、材料去除率和表面完整性的控制具有重要意义。

目前,关于柔性抛光力的建模学者们开展了一定研究,而针对抛光力及法向位移(磨具-工件法向变形量)的研究较少。Tang等<sup>[2]</sup>将磨削力分解为切屑力与划擦力,依据剪切应力、应力变化率以及磨削热对切屑的影响建立了切屑力模型,基于磨削参数对摩擦因数影响规律分析建立了划擦力模型,最终得到了磨削力数学模型。Feng等<sup>[3]</sup>基于Archard摩擦学方程和具体工艺参数导出接触区域内平面和曲面抛光的压力分布模型,并通过抛光实验进行验证。

Xian等<sup>[4]</sup>假定磨具与工件的接触应力符合三角函数和二次分布,利用曲面积分方法建立了2种抛光力模型,并通过抛光实验进行验证。史永杰<sup>[5]</sup>基于固体表面的接触理论及模型,在假设研抛头表面磨粒高度服从高斯分布的基础上,建立了法向位移与研抛力关系的理论模型,进而得到了力-位-姿耦合模型。黄智等<sup>[6]</sup>利用有限元方法得出砂带与工件之间的压痕及实际接触面积,结合单位面积砂带磨粒磨削TC4数值模型仿真出磨削力,根据相关数据算出待定参数,最后结合有效磨削面积预测砂带磨削力。淮文博等<sup>[7]</sup>通过正交试验和极差法确定了影响抛光力的主要参数并利用正交试验得出了砂布轮柔性抛光力的经验预测模型。

上述研究为复杂曲面柔性抛光的实际应用提供了参考,本文在其基础上,基于弹塑性接触理论进行单颗磨粒作用时抛光力及工件变形量研究,然后结合百页轮表面磨粒分布函数建立了抛光力与法向位移关系模型,最后通过数值仿真和抛光实验对所建立关系模型的正确性进行验证。

## 1 百页轮表面磨粒分布函数

百页轮是将砂带页片粘结固定在塑料芯轴上形

成的一种涂附磨具,其磨料、磨粒大小和直径尺寸选择自由度大,且外形还可根据需要进行修整。百页轮抛光具有柔性和可达性好、表面质量高和冷态抛光等特点,非常适合抛光发动机整体叶盘等开敞性差的复杂曲面构件(见图1)。由于百页轮表面磨粒分布高低不齐(见图2),为了方便研究,考虑到静电植砂特点及砂带页片的结构特性<sup>[8]</sup>,本文将百页轮

等效成如图1所示的3层结构:中间层为具有良好弹性的基体,基体表面为单层磨料且分布均匀,基体内侧是刚性较好的塑料芯轴。

据此可得百页轮表面磨粒的凸出高度近似符合正态分布<sup>[9-10]</sup>(见图3),其分布函数如(1)式所示。从(1)式可知,磨粒凸出高度的分布规律与磨粒的平均大小及分布有关。

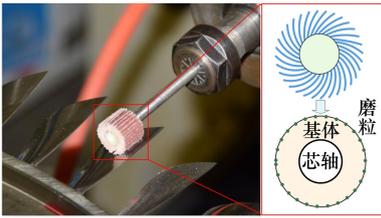


图1 百页轮结构及应用

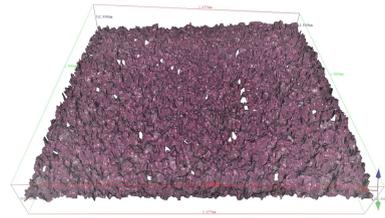


图2 百页轮表面磨粒分布

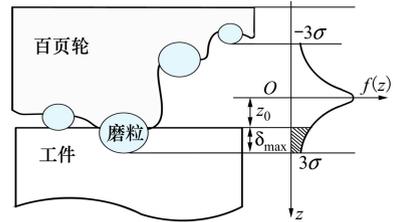


图3 百页轮表面磨粒凸出示意图

$$\psi(z) = \begin{cases} \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{z^2}{2\sigma^2}\right) & |z| \leq 3\sigma \\ 0 & |z| > 3\sigma \end{cases} \quad (1)$$

式中:  $z$  为磨粒凸出高度;  $\sigma$  为凸出高度标准差。

由图3可知,接触区同时切削的磨粒数量与工件表面和参考平面的距离  $z_0$  有关。只有  $z > z_0$  时,磨粒与工件表面才开始接触,即二者之间的切入深度或变形量为  $\delta_{mw} = z - z_0$ 。假定每个磨粒都垂直于基体、尖端向外且只有一个有效磨刃,则有效磨刃数就等于表面磨粒。同时假定磨粒间的平均间距等于磨粒平均直径  $d_m$ 。由此可得百页轮表面单位面积内参与接触的磨粒数(静态有效磨刃数)  $N_s$  为

$$N_s = \frac{1}{d_m^2} \int_{z_0}^{\infty} \psi(z) dz \quad (2)$$

式中,  $d_m$  为磨粒大小均值。

进而可得单位时间内经过接触区的动态有效磨刃数  $N_d$  为<sup>[11]</sup>

$$N_d = V_s b N_s = \frac{\pi n D b}{d_m^2} \int_{z_0}^{\infty} \psi(z) dz \quad (3)$$

式中:  $V_s$  为线速度;  $n$  为主轴转速;  $D$  为百页轮直径;  $b$  为百页轮和工件的接触宽度,平面抛光时为百页轮宽度。

## 2 抛光力与法向位移关系模型

### 2.1 法向位移变化过程

在百页轮基体、磨粒和工件三者接触作用过程

中,假设百页轮表面磨粒没有磨损或脱落,基体和工件通过磨粒进行抛光力的承担和传递。在抛光力作用下,开始时磨粒切入工件的深度很小,其表面仅产生弹性变形;当抛光力逐渐增大,工件表面开始产生塑性变形,随着抛光力持续增大,磨粒切入深度不断增加,最终实现工件材料的切除。由于力作用的相互性以及百页轮基体的良好弹性,忽略百页轮基体的塑性变形,仅考虑其弹性变形。

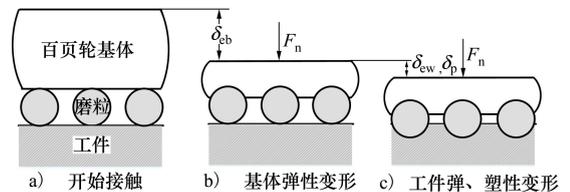


图4 抛光过程法向位移的变化

综上所述,法向位移包含两部分:百页轮基体的弹性变形量  $\delta_{eb}$ , 工件的弹、塑性变形量  $\delta_{ew}, \delta_p$ 。本文先进行单颗磨粒和工件的接触作用过程研究,然后进行抛光力和法向位移的关系模型研究。为方便分析,做如下假设:

- 1) 百页轮表面磨粒均为球形;
- 2) 由于磨粒硬度远大于工件硬度,故而忽略磨粒变形对法向位移的影响;
- 3) 不考虑磨粒的磨损或脱落、环境温度和湿度等变化的影响。

## 2.2 抛光力与法向位移关系模型建立

### 2.2.1 单颗磨粒作用时的抛光力与法向位移

磨粒和工件开始接触作用时,由于抛光力  $F_{gne}$  较小,工件仅产生弹性变形,如图5所示。根据Hertz弹性接触理论<sup>[12]</sup>可知,抛光力  $F_{gne}$  和弹性变形量  $\delta_{ew}$  的表达式如(4)式所示。

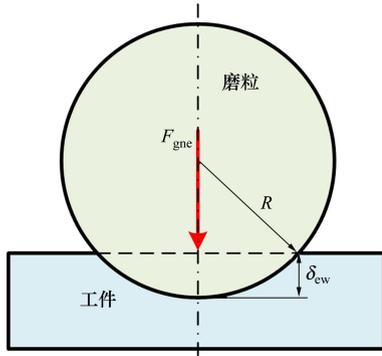


图5 单颗磨粒与工件的接触作用

$$\begin{cases} F_{gne} = \frac{4}{3} E_{mw} R^{\frac{1}{2}} \delta_{ew}^{\frac{3}{2}} \\ \delta_{ew} = \left( \frac{9F_{gne}^2}{16RE_{mw}^2} \right)^{\frac{1}{3}} \\ E_{mw} = \left( \frac{1 - \nu_m^2}{E_m} + \frac{1 - \nu_w^2}{E_w} \right)^{-1} \end{cases} \quad (4)$$

式中:  $R$  为磨粒半径;  $E_{mw}$  为磨粒与工件的等效弹性模量;  $E_m, E_w$  分别为磨粒、工件材料的弹性模量;  $\nu_m, \nu_w$  分别为磨粒、工件材料的泊松比。

随着抛光力进一步增大,磨粒和工件之间的接触变形由弹性变形逐渐转变为塑性变形。相关研究表明,磨粒与工件之间弹-塑性变形的临界条件如(5)式所示<sup>[13]</sup>。

$$p_{ewm} = \frac{F_{gne}}{A_{gew}} = \frac{4E_{mw}}{3\pi} \left( \frac{\delta_{ew}}{R} \right)^{\frac{1}{2}} = \frac{H_{Bw}}{3} \quad (5)$$

式中:  $p_{ewm}$  为磨粒和工件之间的平均抛光压力;  $H_{Bw}$  为工件材料的布氏硬度。

由此可得,磨粒与工件之间由弹性变形向塑性变形转变的临界变形量如(6)式所示。即当磨粒与工件之间的变形量  $\delta_{mw} < \delta_0$  时,二者之间只产生弹性变形,此时磨粒-工件变形量和工件的弹性变形量大小相同,即  $\delta_{mw} = \delta_{ew}$ 。

$$\delta_0 = \delta_{ewmax} = \frac{\pi^2 H_{Bw}^2 R}{16E_{mw}^2} \quad (6)$$

研究表明,磨粒与工件发生完全塑性变形的临界变形量为  $\delta_c = 110\delta_0$ <sup>[14]</sup>。当  $\delta_{mw} \geq \delta_c$  时,磨粒与工件之间发生完全塑性变形,二者之间的平均抛光压力  $p_{pm}$  为一个恒值,其大小等于工件材料的布氏硬度,即  $p_{pm} = H_{Bw}$ 。由此可得,完全塑性变形阶段抛光力  $F_{gmp}$  的计算公式如(7)式所示<sup>[15]</sup>。此时,磨粒-工件变形量  $\delta_{mw}$  等于工件的塑性变形量  $\delta_p$ ,即  $\delta_{mw} = \delta_p$ 。

$$F_{gmp} = A_{gp} H_{Bw} = 2\pi R H_{Bw} \delta_p \quad (7)$$

式中,  $\delta_p$  为塑性变形量。

当  $\delta_0 \leq \delta_{mw} < \delta_c$  时,工件弹性变形和塑性变形并存,磨粒与工件间的接触面积  $A_{ep}$  和平均抛光压力  $p_{epm}$  分别如(8)和(9)式所示<sup>[16]</sup>。

$$\begin{cases} A_{ep} = \pi R \delta_{mw} [1 + f(\delta_{mw})] \\ f(\delta_{mw}) = -2 \left( \frac{\delta_{mw} - \delta_0}{\delta_c - \delta_0} \right)^3 + 3 \left( \frac{\delta_{mw} - \delta_0}{\delta_c - \delta_0} \right)^2 \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} p_{epm} = H_{Bw} K_{\delta} \\ K_{\delta} = 1 - (1 - k_{mp}) \frac{\ln \delta_c - \ln \delta_{mw}}{\ln \delta_c - \ln \delta_0} \end{cases} \quad (9)$$

式中,  $k_{mp}$  为平均抛光压力系数,本文取  $k_{mp} = 1/3$ 。

由此可得,弹塑性变形阶段抛光力  $F_{gnep}$  的表达式如(10)式所示。此时,磨粒-工件变形量为弹、塑性变形量之和,即  $\delta_{mw} = \delta_{ew} + \delta_p$ 。

$$F_{gnep} = A_{ep} p_{epm} = \pi R H_{Bw} K_{\delta} \delta_{mw} [1 + f(\delta_{mw})] \quad (10)$$

### 2.2.2 抛光力与法向位移关系模型

由于百页轮表面磨粒的凸出高度差异,不同磨粒抛光作用不同。凸出磨粒完成工件表面材料的切削,作用过程历经弹性、弹塑性和完全塑性变形3个阶段并产生切屑。凸出高度较低或较钝的磨粒耕犁工件,作用过程历经弹性和弹塑性变形2个阶段或上述3个阶段(无切屑产生)。而磨钝或相对凹下的磨粒只是与工件表面产生滑擦,仅产生弹性变形。考虑到接触区所有参与接触的磨粒对抛光力均有贡献,抛光力的计算公式为

$$F_n = \sum (F_{gne} + F_{gnep} + F_{gmp}) \quad (11)$$

将(3)、(4)、(7)和(10)式代入(11)式可得接触区总的抛光力,如(12)式所示。由(12)式可知,抛光力大小和同时参与切削的磨粒数量、磨粒切入工件深度 ( $z - z_0$ )、主轴转速、磨粒大小等有关。

$$F_n = \frac{\pi n D b}{d_m^2} \left\{ \frac{4}{3} E_{mw} R^{\frac{1}{2}} \int_{z_0}^{z_0 + \delta_0} (z - z_0)^{\frac{3}{2}} \psi(z) dz + 2\pi H_{Bw} R \int_{z_0 + \delta_c}^{+\infty} (z - z_0) \psi(z) dz + \right.$$

$$\pi RK_{\delta} H_{Bw} \int_{z_0+\delta_0}^{z_0+\delta_c} [1 + f(z - z_0)] \psi(z) dz \quad (12)$$

考虑到百页轮表面磨粒的受力平衡,根据 Hertz 接触理论可得百页轮的弹性变形量  $\delta_{eb}$  为

$$\delta_{eb} = \left( \frac{9F_n^2}{16R_e E_{wb}^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (13)$$

综上所述,磨具和工件之间总法向位移  $\delta_t$  为

$$\delta_t = \delta_{eb} + \delta_{mw} = \begin{cases} \delta_{eb} + \delta_{ew} & \delta_{mw} < \delta_0 \\ \delta_{eb} + \delta_{ew} + \delta_p & \delta_0 \leq \delta_{mw} < 110\delta_0 \\ \delta_{eb} + \delta_p & \delta_{mw} \geq 110\delta_0 \end{cases} \quad (14)$$

### 2.3 抛光力与法向位移关系模型仿真分析

以采用粒度 240# ( $d_m$  为 56.5  $\mu\text{m}$ ) 的棕刚玉磨粒的百页轮 (直径 16 mm, 宽度 12 mm) 进行 TC4 平板试件抛光为例进行抛光力与法向位移的仿真分析,主轴转速为 7 500 r/min,其余仿真参数如表 1 所示。

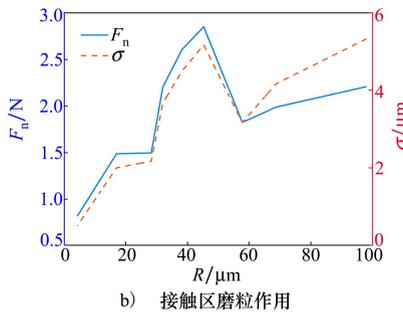
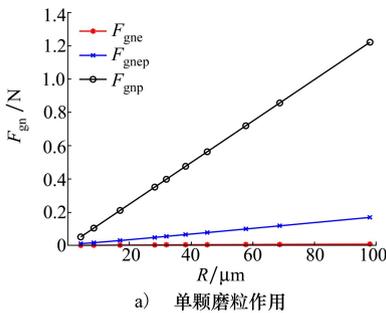


图 6 磨粒半径  $R$  对抛光力的影响

表 1 相关仿真参数<sup>[17]</sup>

材料	弹性模量 $E/\text{GPa}$	泊松比 $\nu$	布氏硬度 $H_{Bw}/\text{GPa}$
基体	0.03	0.05	
棕刚玉	390	0.2	20
TC4	109	0.334	3.40

从图 6 可知,无论是单颗磨粒单独作用,还是接触区所有磨粒共同作用,抛光力均随磨粒半径的增大而增大(也即随粒度  $S$  的减小而增大),并且塑性变形阶段抛光力远大于弹塑性阶段和弹性变形阶段的抛光力。另外,图 6b) 中当  $R$  在 28 ~ 58  $\mu\text{m}$  范围内时,  $F_n$  的变化曲线有一个凸峰,造成这一结果的原因是:当  $R = 32 \mu\text{m}$  ( $S = 220\#$ ),  $38.25 \mu\text{m}$  ( $S = 180\#$ ),  $45 \mu\text{m}$  ( $S = 150\#$ ) 时,磨粒大小标准差  $\sigma$  快速增大并在  $R = 58 \mu\text{m}$  ( $S = 120\#$ ) 时回归正常。由此可见,  $\sigma$  对抛光力  $F_n$  的变化有直接影响,由于  $\sigma$  越大说明磨粒的等高性越差,可见磨粒等高性越好,抛光力变化也越平稳。

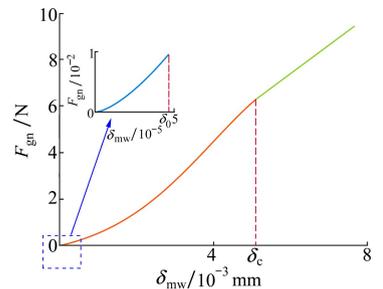


图 7 抛光力随法向位移的变化

从图 7 可知,磨粒与工件的接触作用过程中,抛光力  $F_{gn}$  随着磨粒 - 工件变形量  $\delta_{mw}$  的增大而增大。其中,在塑性变形阶段 ( $\delta_{mw} > \delta_c$ ),二者之间为线性关系,并且在整个接触作用过程,弹性变形量远小于塑性变形量,即  $\delta_{ewmax} = \delta_0 \ll \delta_p$ ,由此可得  $\delta_{mw} \approx \delta_p$ ,同时结合(7)式,(14)式可简化为(15)式,也即百页轮和工件间的总法向位移可以用百页轮的弹性变形量和工件的塑性变形量之和来代替。

$$\delta_t \approx \delta_{eb} + \delta_p \approx \left( \frac{9F_n^2}{16R_e E_{wb}^2} \right)^{\frac{1}{3}} + \frac{F_n}{2\pi RH_{Bw}} \quad (15)$$

从图 8 可知,当抛光力从小到大变化时,总法向位移和磨具变形量也从小增大,并且增大趋势逐渐

趋缓,变化曲线近似为抛物线,同时工件塑性变形量远小于磨具的弹性变形量和总法向位移,而法向位移与工件弹性变形量大小十分接近。故而,(15)式可进一步简化为(16)式,即可用百页轮的弹性变形量来代替百页轮和工件的总法向位移,这也为实际抛光过程中通过调节百页轮变形量来进行抛光力控制提供了有效的依据和支撑。

$$\delta_t \approx \delta_{eb} + \delta_p \approx \delta_{eb} = \left( \frac{9F_n^2}{16R_e E_{wb}^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (16)$$

根据(16)式可得抛光力和法向位移的关系式如(17)式所示。由(17)式可知,当磨具和工件材质确定以后,抛光力和法向位移(磨具变形量)的 3/2

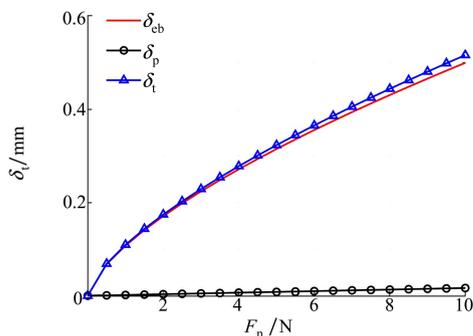


图 8 法向位移随抛光力的变化

次方成正比,如图 9 所示。从图 9 可知,抛光力随法向位移的增大而增大,并且增大趋势逐渐加快,变化曲线形状近似为抛物线。

$$F_n = K_F \delta_t^3 \quad (17)$$

式中,  $K_F$  为比例系数,大小为  $4E_{wb}R_e^{3/2}$ 。

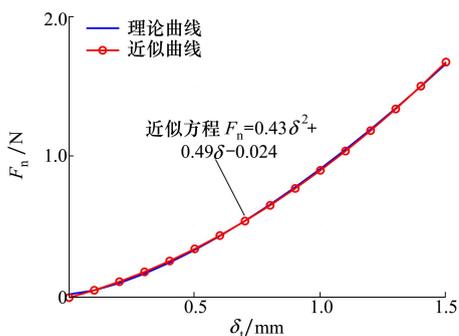


图 9 抛光力随法向位移的变化

### 3 模型验证

#### 3.1 百页轮弹性变形量范围

通过抛光实验发现,当百页轮变形量较大也即抛光力较大时,容易引起加工颤振。因此,有必要确定百页轮变形量  $\delta$  的最大范围。百页轮变形量范围研究实验在作者所在团队研制的五轴联动数控抛光机床上进行,如图 10 所示。

TC4 平板试件下装有压力传感器并和显示仪相连,用来读取抛光力数值。抛光时将主轴旋转到水平方向(与试件表面平行),然后沿  $Z$  轴方向移动主轴来调整法向位移。假设百页轮和工件刚接触时法向位移为  $Z_0$ (百页轮变形量为 0),调节后的  $Z$  轴坐标为  $Z_1$ ,则  $\Delta Z = Z_1 - Z_0$  即为百页轮的变形量。由于机床  $Z$  轴平均运动误差为  $3.852 \mu\text{m}$ ,故可以保证法向位移精度。百页轮粒度为 240#,直径 16 mm,

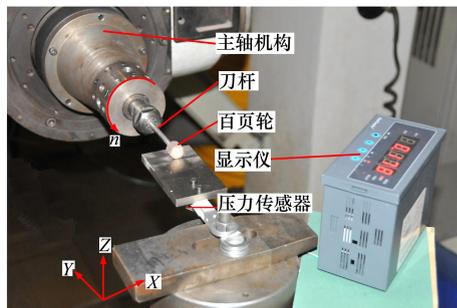


图 10 百页轮变形量范围确定实验

实验主轴转速分别为 4 500,6 000 和 7 500 r/min,磨粒材质为棕刚玉,变形量范围为 0~2 mm。实验过程中,分别测量不同百页轮变形量情况下抛光力的最大值和最小值,将抛光力的最大-最小值之差  $\Delta F_n$  作为抛光力的跳动量,实验结果如图 11 所示。

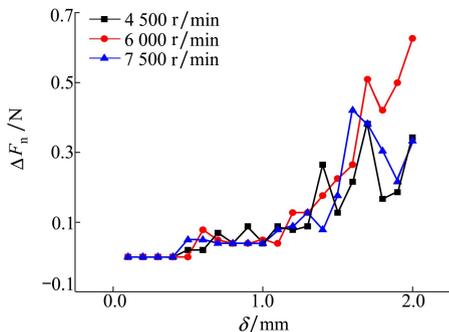


图 11 不同转速时抛光力的波动

从图 11 可知,当百页轮变形量  $\delta \leq 0.5 \text{ mm}$  时,抛光力最大-最小值之差几乎为零,抛光力相对比较稳定;当  $0.5 < \delta \leq 1.3 \text{ mm}$  时,抛光力存在少量波动;而当  $\delta > 1.3 \text{ mm}$  时,主轴颤振较大,抛光力波动量比较大。因此,当百页轮初始直径为 16 mm 时,百页轮的变形范围为  $\delta \leq 1.3 \text{ mm}$ 。

#### 3.2 抛光力与法向位移模型验证

为了验证磨粒粒度(半径)和法向位移对抛光力的影响,选用 3 种不同的百页轮粒度,分别为: 120#( $R = 57.75 \mu\text{m}$ ), 240#( $R = 28.25 \mu\text{m}$ ), 400#( $R = 8.5 \mu\text{m}$ )。

为了提高验证结果的可靠性,选用 3 种不同的主轴转速,具体为 4 500,6 000 和 7 500 r/min。

当百页轮与工件刚接触时,抛光力与法向位移均为 0,百页轮变形量同样通过  $Z$  向移动主轴来调节,增量为 0.1 mm,百页轮变形量范围为  $\delta \leq 1.3 \text{ mm}$ 。记录不同粒度和法向位移所对应的抛光

力,将抛光力最大值和最小值的平均值作为抛光力的检测结果。实验验证结果如图12~13所示。

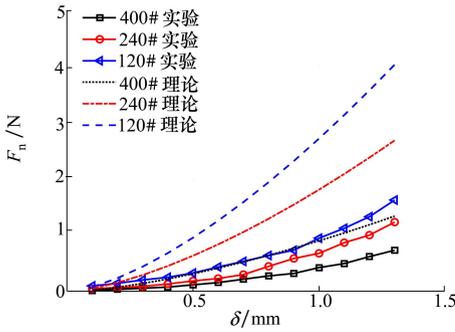


图12 实验结果和理论结果对比

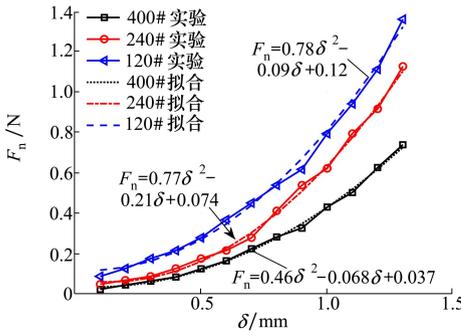


图13 粒度和接触位移对抛光力的影响(\$n=7500\$ r/min)

从图12可知,不同主轴转速时,抛光力均随百页轮变形量的增大而增大,且实验曲线和理论曲线变化趋势一致。图12中实验结果小于理论结果,原因在于模型推导过程中存在一定的假设和近似。另外,图12中 \$n=4500\$ 和 \$6000\$ r/min 的曲线存在一定交叉,可能的原因是测量误差,但并不影响相关结论的获得。

从图13可知,抛光力随百页轮粒度的减小而增大,由于磨粒粒度和磨粒直径一一对应且呈反比,即

抛光力随着磨粒半径增大而增大,和2.3节仿真结果相一致。从图13还可知,抛光力随法向位移(百页轮变形量)的增大而增大,并且增大趋势逐渐加快,同时变化曲线近似为二次分布(图中虚线),亦与2.3节仿真结果相符合。从而证明本文所建抛光力和法向位移关系模型的正确性。

另外,实验结果在磨粒半径从 \$28\$ 到 \$58 \mu\text{m}\$ 变化时,抛光力没有出现突变,和仿真结果不一致。原因在于:磨粒标准差一定程度上反映的是磨具表面磨粒分布的等高性,而百页轮的结构特性提高了磨粒的等高性,具体体现在2个方面:①百页轮的砂带页片上的磨粒通常采用静电植砂方式,其表面磨粒分布均匀且锋刃性好;②百页轮基体柔性良好,抛光时少量突出的磨刃被压向砂带页片的粘接剂和基材,进一步提高了同时参与切削作用磨刃的等高性,这也体现了百页轮抛光的优越性。

### 4 结论

1) 基于弹塑性接触理论分析单颗磨粒作用时抛光力与工件变形量,结合百页轮表面磨粒分布函数建立了抛光力和法向位移的关系模型,并通过数值仿真和实验验证了所建模型的正确性。

2) 百页轮柔性抛光过程中的法向位移主要表现为百页轮的弹性变形,抛光力随着法向位移的增大而增大,且二者之间变化近似符合抛物线分布;磨粒粒度是影响抛光力的重要参数,抛光力随着磨粒粒度的增大而减小。

3) 本文所建抛光力和法向位移的关系模型不仅为百页轮柔性抛光力及表面完整性控制提供了理论支持,而且可为其他光整加工表面完整性的控制提供方法借鉴。

### 参考文献:

[1] 王庆明. 机械制造工艺学[M]. 上海: 华东理工大学出版社, 2017  
WANG Qingming. Machinery technology[M]. Shanghai: East China University of Science and Technology Press, 2017 (in Chinese)

[2] TANG J, JIN D, CHEN Y. Modeling and experimental study of grinding forces in surface grinding[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2009, 209(6): 2847-2854

[3] FENG D, SUN Y, DU H. Investigations on the automatic precision polishing of curved surfaces using a five-axis machining centre[J]. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2014, 72(9/10/11/12): 1625-1637

[4] XIAN C, SHI Y Y, LIN X J, et al. Force modeling for polishing aero-engine blades with abrasive cloth wheels[J]. The Interna-

- tional Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2020, 106(11/12): 5255-5267
- [5] 史永杰. 基于磁流变力矩伺服的非球面数控研抛力-位-姿解耦技术研究[D]. 长春:吉林大学, 2012  
SHI Yongjie. Research on force-position-posture decoupling in NC polishing based on magnetorheological torque servo[D]. Changchun: Jilin University, 2012 (in Chinese)
- [6] 黄智, 董华章, 周振武, 等. 砂带磨削 TC4 磨削力数字建模及其预测[J]. 表面技术, 2018, 47(9): 250-258  
HUANG Zhi, DONG Huazhang, ZHOU Zhenwu, et al. Modeling and prediction of grinding force on belt grinding TC4[J]. Surface Technology, 2018, 47(9): 250-258 (in Chinese)
- [7] 淮文博, 唐虹, 史耀耀, 等. 砂布轮柔性抛光力的建模与参数优化[J]. 航空学报, 2016, 37(11): 3535-3545  
HUAI Wenbo, TANG Hong, SHI Yaoyao, et al. Modelling and parameter optimization of flexible polishing force for abrasive cloth wheel[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(11): 3535-3545 (in Chinese)
- [8] 黄云, 黄智. 现代砂带磨削技术及工程应用[M]. 重庆:重庆大学出版社, 2009  
HUANG Yun, HUANG Zhi. The modern abrasive belt grinding technology and engineering application[M]. Chongqing: Chongqing University Press, 2009 (in Chinese)
- [9] JIANG J, SHENG F, REN F. Modelling of two-body abrasive wear under multiple contact conditions[J]. Wear, 1998, 217(1): 35-45
- [10] GREENWOOD J A, WILLIAMSON J B P. Contact of nominally flat surfaces[J]. Proceedings of the Royal Society of London, 1966, 295(1442): 300-319
- [11] HOU Z B, KOMANDURI R. On the mechanics of the grinding process-Part I. Stochastic nature of the grinding process[J]. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2003, 43(15): 1579-1593
- [12] JOHNSON K L. Contact mechanics[M]. New York: Cambridge University Press, 1985
- [13] CHANG W R. An elastic-plastic model for the contact of rough surfaces[J]. Journal of Tribology, 1987, 109(2): 257-263
- [14] KOGUT L, ETSION I. Elastic-plastic contact analysis of a sphere and a rigid flat[J]. Journal of Applied Mechanics, 2002, 69(5): 657-662
- [15] ABBOTT E J. Specifying surface quality a method based on accurate measurement and comparison[J]. Mechanical Engineering, 1933, 55: 569-572
- [16] ZHAO Y, MAIETTA D M, CHANG L. An asperity microcontact model incorporating the transition from elastic deformation to fully plastic flow[J]. Journal of Tribology, 2000, 122(1): 86-93
- [17] 航空发动机设计用材料数据手册编委会. 航空发动机设计用材料数据手册第4册[M]. 北京:航空工业出版社, 2010  
Editing committee of Material data book for aeroengine design. Material data book for aeroengine design volume 4[M]. Beijing: Aviation Industry Press, 2010 (in Chinese)

# Research on the contact model between the polishing force and normal displacement in the flexible polishing using ABFW

ZHANG Junfeng<sup>1</sup>, SHI Yaoyao<sup>2</sup>, LIN Xiaojun<sup>2</sup>, WU Xiaojun<sup>1</sup>

(1.School of Mechanical and Electrical Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;  
2.Key Laboratory of High Performance Manufacturing for Aero Engine, Ministry of Industry and Information Technology,  
Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** Polishing force is a key parameter that affects the polishing quality and efficiency in abrasive belt flap wheel (ABFW) polishing, which can be directly affected by the normal displacement between abrasive tool and workpiece. Therefore, it is very important and necessary to establish the relationship model. Firstly, the abrasive distribution function of ABFW is established based on its structural characteristics. According to the elastoplastic contact theory, the expression of polishing force and workpiece deformation under the single abrasive condition is obtained. And then, combined with the distribution function of abrasive, the contact model between polishing force and the deformation is established. Finally, the contact model is verified through simulation and experiment. The results show that the corresponding relationship of polishing force and normal displacement in the flexible polishing can be well represented by the contact model.

**Keywords:** abrasive belt flap wheel; flexible polishing force; normal displacement; contact model

**引用格式:**张军锋, 史耀耀, 蔺小军, 等. 百页轮柔性抛光力与法向位移关系模型研究[J]. 西北工业大学学报, 2022, 40(6): 1335-1342

ZHANG Junfeng, SHI Yaoyao, LIN Xiaojun, et al. Research on the contact model between the polishing force and normal displacement in the flexible polishing using ABFW[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2022, 40(6): 1335-1342 (in Chinese)