

固结磨料流体动压磨削理论研究

林彬, 王波, 柳鹏飞, 张晓峰

(天津大学 先进陶瓷与加工技术教育部重点实验室, 天津 300072)

摘要: 为实现确定磨盘的磨削深度控制, 减少加工中不同粒度工具的更换次数从而提高加工效率, 流体动压状态下的固结磨料加工工艺第一次被提出。在完成磨盘表面形貌建模的基础上, 以磨盘和工件间隙中的磨削液膜为研究对象, 建立了瞬态等温条件下的流体润滑方程, 并利用显示有限差分算法求得数值解。计算结果表明: 通过调节动压力来控制磨削深度是可行的, 因为液膜动压力随磨盘最大磨削深度的减小而有明显的上升趋势, 分布也趋于平坦; 提高入口压力时, 动压力明显增大, 但也加剧了其分布的不均匀性; 因为受制于磨盘表面形貌以及加工质量要求, 转速对动压力的影响并不显著。

关键词: 流体动压磨削; 固结磨料; 表面形貌建模; 流体润滑

中图分类号: TH16; TB126 文献标志码: A 文章编号: 1007-2276(2014)12-4006-07

Hydrodynamic grinding theory of fixed abrasive processing

Lin Bin, Wang Bo, Liu Pengfei, Zhang Xiaofeng

(Key Laboratory of Advanced Ceramics and Machining Technology, Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300072, China)

Abstract: Mixed contact fixed abrasive processing was proposed in this paper for controlling the grinding depth of a definitive tool and decreasing the tool switches frequency for the first time. Thus the machining efficiency can be significantly improved. The transient isotherm hydrodynamic lubrication equations of the liquid membrane between the tool and workpiece were established. Then explicit difference algorithm was adopted. The numerical simulation was conducted to analyze the hydrodynamic pressure and its distribution. The feasibility of controlling the grinding depth by the liquid membrane's hydrodynamic pressure was confirmed by the results. Because the hydrodynamic pressure increases with decreasing maximum grinding depth and its distribution becomes flat. The hydrodynamic pressure obviously increases with the inlet pressure, while its distribution becomes uneven. The influence of the rotational speed is inconspicuous, because of the grinding tool surface topography and the processing quality demand.

Key words: hydrodynamic grinding; fixed abrasive; modeling of topography; hydrodynamic lubrication

收稿日期: 2014-04-12; 修訂日期: 2014-05-11

基金项目: 国家科技重大专项“大口径非球面机器人数控抛光系统研制”课题(2013ZX04006011-207)

作者简介: 林彬(1963-), 男, 研究员, 博士生导师, 主要从事硬脆材料加工理论与加工技术等方面的研究。Email:tdlinbin@126.com

0 引言

随着激光点火和半导体激光元器件的发展,高功率、高光电转换效率已经成为这一领域的发展趋势,而对光学元器件的加工质量要求,已经成为重中之重^[1-2]。

固结磨料加工工艺起源于 20 世纪 60 年代,其优良的去除函数稳定性和较高的去除效率都是传统离散磨料加工所难以达到的,这也使得该工艺受到了普遍的重视和广泛的应用。近年来国内外学者多围绕着该工艺的去除机理、加工参数控制、抛光垫的性能及其制作技术开展研究^[3]。

而在利用流体动力学理论来研究表面加工工艺的流场方面,Sundararajan 等^[4]通过求解 Reynolds 方程给出了化学机械抛光(CMP)中抛光液的膜厚和压力分布;Ahn 等^[5-6]则通过其建立的三维 Reynolds 方程给出了液膜厚度、压力分布和接触应力计算结果;Kim A T 等^[7]针对 CMP 提出了三维多尺度的弹性流体动力润滑接触模型,通过迭代求解作者得到了粗糙表面的接触应力并最终给出了材料的去除效率。

可以看出单就固结磨料加工而言,流体润滑现象方面的研究较少;而将流体动力学理论应用于表面加工的研究又往往局限于普通的化学机械抛光形式。

所谓“流体动压状态固结磨料加工”即强调由于磨盘表面粗糙不平,在磨削液膜的作用下并非所有磨粒均参与磨削,所以在加工过程中必不可忽视液膜动压力的作用。为本文中以环形磨盘与工件间隙中的磨削液膜为研究对象,利用流体力学理论对其动压力场进行求解,并找出动压力与工艺参数间的关系。希望以此作为基础,通过控制液膜产生的动压力来实现确定磨盘磨削深度的控制,从而达到在加工过程中减少因磨削深度变换而带来的工具更换次数、提高加工效率的目的。

1 磨盘表面形貌建模

磨盘表面形貌的宏观特点由以下几个因素决定^[8]:(1) 露出磨粒高度分布及投影面积百分比;(2) 静态表面磨粒密度;(3) 磨粒间分布。从简化模型的角度考虑可以假设磨粒为球体,这样以来在给定的体积分数和粒度下,以上三点便可由磨粒的粒度分布

以及中心点坐标确定。

对于粒度分布:假设磨粒粒度在 $[d_{g\min}, d_{g\max}]$ 内服从正态分布,那么磨粒直径 d_g 的概率密度函数为:

$$f(d_g) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_g} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{d_g - \mu_g}{\sigma_g}\right)^2\right] \quad (1)$$

式中: d_g 为磨粒直径; μ_g 、 σ_g^2 为正态分布标准值和方差。

对于磨粒中心点的空间坐标:根据改进后的 Chen & Rowe 随机排布模型^[9],求取思路为首先建立一个在磨盘中具有代表性的体心立方结构模型,然后将磨粒中心点的坐标随机化。

如图 1 所示,体心立方结构的每个顶点和体心处均有一个磨粒,而棱长即为磨粒的平均间距,可由磨粒体积分数求得:

$$S_g = \sqrt[3]{\frac{\pi}{3V_g}} \cdot \mu_g \quad (2)$$

式中: S_g 为体心立方结构的棱长; V_g 为磨粒体积分数。

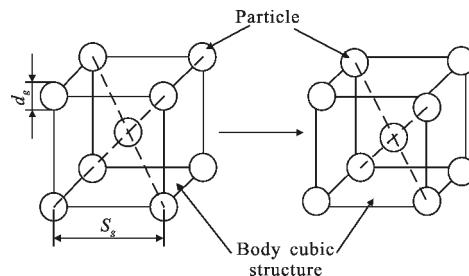


图 1 体心立方结构模型中磨粒分布示意图

Fig.1 Grain distribution for a body-centered cubic unit cell

磨粒坐标还需经过一个随机处理(由于文中只需模拟表层磨粒分布,因此取 $k=0$):

$$\begin{bmatrix} x_{ijk} \\ y_{ijk} \\ z_{ijk} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i \cdot S_g \\ j \cdot S_g \\ k \cdot S_g \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \end{bmatrix} \quad (3)$$

式中: x, y, z 为磨粒中心点坐标; i, j, k 为沿坐标轴方向磨粒序号; $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 为 $[0, S_g]$ 中的随机数。

在磨粒互不干涉的基础上加入约束条件,保证磨粒露出结合剂表面且不脱落:

$$\left\{ \begin{array}{l} (H - z_{ijk}) < \frac{d_{ijk}}{2} \quad \forall z_{ijk} < H \\ (z_{ijk} - H) \leq 0.1d_{ijk} \quad \forall z_{ijk} > H \end{array} \right. \quad (4)$$

式中: H 为结合剂表面高度; d_{ijk} 为第 ijk 个磨粒的直径。

最后,为获得流体润滑问题中表征膜厚的参数,需对模拟结果进行柱坐标下采样操作。采样节点

(r, θ)处的磨盘高度值 $a_{r\theta}$ 可由下式求得:

$$\begin{cases} a_{r\theta} = \sqrt{\left(\frac{d_{ijk}}{2}\right)^2 - S^2} + z_{ijk}, & \forall S < \frac{d_{ijk}}{2} \\ a_{r\theta} = 0, & \forall S \geq \frac{d_{ijk}}{2} \end{cases} \quad (5)$$

$$S = \sqrt{(r \cdot \cos \theta - x_{ijk})^2 + (r \cdot \sin \theta - y_{ijk})^2} \quad (6)$$

式中: $a_{r\theta}$ 为节点(r, θ)处磨盘表面高度值; d_{ijk} 为磨粒直径; S 为采样节点与磨粒中心点 xy 平面上距离。

2 流体润滑基本方程及其边界条件

圆柱坐标系中瞬态等温条件下的 Reynolds 方程为:

$$\frac{\partial}{\partial r} \left(r \cdot \frac{\rho h^3}{\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\frac{\rho h^3}{\eta} \cdot \frac{\partial p}{\partial \theta} \right) = 6\omega r \cdot \frac{\partial(\rho h)}{\partial \theta} \quad (7)$$

式中: ρ, η 为磨削液的密度、粘度; ω 为磨盘的自转速度; h 为液膜厚度; p 为动压力。

磨削液粘度与压力关系方程为:

$$\eta = \eta_0 \cdot \exp \{ (\ln \eta_0 + 9.67) \cdot [(1 + 5.1 \times 10^{-9} p)^z - 1] \} \quad (8)$$

式中: η_0 为常压下磨削液的动力粘度; z 为常数。

磨削液密度与压力关系方程为:

$$\rho = \rho_0 \cdot \left(1 + \frac{0.6 \times 10^{-9} p}{1 + 1.7 \times 10^{-9} p} \right) \quad (9)$$

式中: ρ_0 为常压下磨削液的密度。

在实际生产中,除工件表面粗糙度外,表面损伤程度也是衡量加工质量的重要标准,而后者又与磨盘上露出高度最大磨粒的切削深度密切相关。故文中利用该值建立膜厚方程:

$$h = h_0 + A \quad (10)$$

式中: h_0 为最大磨削深度; A 为液膜厚度相,由采样得到的表面形貌参数经坐标变换求得。

选取以下无量纲参数对上述各方程进行量纲一化:

$$\begin{aligned} \bar{r} &= \frac{r}{R_2}, \bar{\theta} = \frac{\theta}{\theta_1}, \bar{p} = \frac{p}{p_H}, p_H = \frac{R_2^2 \cdot \eta_0 \cdot \omega}{h_s^2}, \bar{\rho} = \frac{\rho}{\rho_0}, \bar{\eta} = \frac{\eta}{\eta_0}, \\ \bar{p} &= \frac{p}{p_H}, \bar{h} = \frac{h}{h_s}, \bar{h}_0 = \frac{h_0}{h_s}, \bar{A} = \frac{A}{h_s} \end{aligned}$$

式中: R_1, R_2 为磨盘外、内半径; θ_1 为计算域扇形角; p_H 为参考压力; h_s 为参考膜厚,文中取 $1 \times 10^{-8} \text{ m}$ 。

各方程量纲一化结果如下:

$$\frac{\partial}{\partial \bar{r}} \left(\bar{r} \cdot \frac{\bar{\rho} \bar{h}^3}{\bar{\eta}} \cdot \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{r}} \right) + \frac{1}{\theta_1 \bar{r}} \cdot \frac{\partial}{\partial \bar{\theta}} \left(\frac{\bar{\rho} \bar{h}^3}{\bar{\eta}} \cdot \frac{\partial \bar{p}}{\partial \bar{\theta}} \right) = \frac{6\bar{r}}{\theta_1} \cdot \frac{\partial \bar{\rho} \bar{h}}{\partial \bar{\theta}} \quad (11)$$

$$\bar{\eta} = \exp \{ (\ln \eta_0 + 9.67) \cdot [(1 + 5.1 \times 10^{-9} \bar{p})^z - 1] \} \quad (12)$$

$$\bar{p} = 1 + \frac{0.6 \times 10^{-9} \bar{p}}{1 + 1.7 \times 10^{-9} \bar{p}} \quad (13)$$

$$\bar{h} = \bar{h}_0 + \bar{A} \quad (14)$$

文中所讨论的工况为以环形磨盘加工平面工件,在加工过程中磨盘在自转的同时磨削液(去离子水)以给定的入口压强由中心孔注入,再从磨盘边缘自然排出。因此给出如下无量纲边界条件:

$$\begin{cases} \bar{p}_{i,j} = \frac{p_{in}}{p_H}, & \forall \bar{r}_{i,j} = 1 \\ \bar{p}_{i,j} = \frac{p_{out}}{p_H}, & \forall \bar{r}_{i,j} = \frac{R_1}{R_2} \\ \frac{dp}{d\theta} = 0, & \forall \bar{\theta}_{i,j} = 0 \text{ or } 1 \end{cases} \quad (15)$$

式中: p_{in}, p_{out} 为入口区、出口区压力。

3 数值解法

对于很难得到解析解的 Reynolds 方程,文中采用有限差分方法进行求解。均匀网格下离散后的 Reynolds 方程为:

$$D_1 \cdot \bar{p}_{i+1,j} + D_2 \cdot \bar{p}_{i-1,j} + D_3 \cdot \bar{p}_{i,j} + D_4 \cdot \bar{p}_{i,j+1} + D_5 \cdot \bar{p}_{i,j-1} = D_6 \quad (16)$$

式中:

$$D_1 = \frac{A_{i,j}}{2 \cdot \Delta r} + \frac{\bar{r}_{i,j} (4A_{i,j} + A_{i+1,j} - A_{i-1,j})}{4 \cdot \Delta r^2}$$

$$D_2 = -\frac{A_{i,j}}{2 \cdot \Delta r} + \frac{\bar{r}_{i,j} (4A_{i,j} - A_{i+1,j} + A_{i-1,j})}{4 \cdot \Delta r^2}$$

$$D_3 = -2A_{i,j} \left(\frac{\bar{r}_{i,j}}{\Delta r^2} + \frac{1}{\bar{r}_{i,j} \cdot \theta_1^2 \cdot \Delta \theta^2} \right)$$

$$D_4 = \frac{1}{4\bar{r}_{i,j} \cdot \theta_1^2 \cdot \Delta \theta^2} (4A_{i,j} + A_{i,j+1} - A_{i,j-1})$$

$$D_5 = \frac{1}{4\bar{r}_{i,j} \cdot \theta_1^2 \cdot \Delta \theta^2} (4A_{i,j} - A_{i,j+1} + A_{i,j-1})$$

$$D_6 = \frac{6\bar{r}_{i,j}}{\theta_1} \frac{B_{i,j+1} - B_{i,j-1}}{2\Delta \theta}$$

$$A_{i,j} = (\bar{\rho}_{i,j} \cdot \bar{h}_{i,j}^3) / \bar{\mu}_{i,j}, B_{i,j} = \bar{\rho}_{i,j} \cdot \bar{h}_{i,j}$$

$$\Delta r = \frac{\bar{r}_{i+1,j} - \bar{r}_{i-1,j}}{2}, \Delta \theta = \frac{\bar{\theta}_{i,j+1} - \bar{\theta}_{i,j-1}}{2}$$

对于公式(16)即可进行迭代求解。在两次迭代之间采用低松弛方法修正:

$$\bar{p}_1^{(k+1)} = \bar{p}_1^{(k)} + \varepsilon (\bar{p}_2^{(k)} - \bar{p}_1^{(k)}) \quad (17)$$

式中: $\bar{p}_1^{(k+1)}$ 为第 $k+1$ 轮迭代的初始值; $\bar{p}_1^{(k)}$ 为第 k 轮迭代的初值; $\bar{p}_2^{(k)}$ 为第 k 轮迭代的终值; ε 为低松弛因子,0.05~0.5 间选取压力分布收敛判据为:

$$E_p = \frac{\sum |\bar{p}_2 - \bar{p}_1|}{\sum \bar{p}_1} < \varepsilon_p \quad (18)$$

求解过程中需要解决以下两个问题:如图 2 所示,由于磨粒切入工件,在 L 区域内的膜厚值为 0,形成求解的奇异点;此外该区域周围节点上液膜厚度虽然不等于 0 但其值极小,动压力变化剧烈易造成迭代发散。

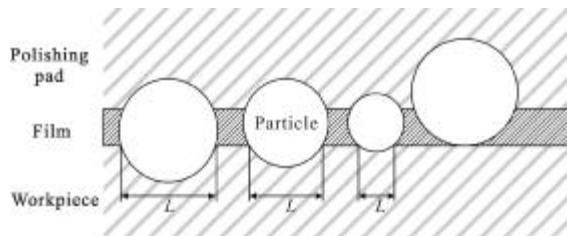


图 2 磨粒与工具接触情况示意图

Fig.2 Diagram of the contact of tool and workpiece

为解决上述两问题做如下假设:

$$\begin{cases} \bar{p}_{i,j}=0, \forall \bar{h}_{i,j}=0 \\ \bar{p}_{i,j}=\max\{\bar{p}_{i+1,j}, \bar{p}_{i,j+1}\}, \forall 0<\bar{h}_{i,j}<\alpha \cdot \max\{\bar{h}\} \end{cases} \quad (19)$$

式中: α 为小于 1 的常数,理论上取能使迭代收敛的最小值。

对于采用以上方法忽略的区域 L 上的边界节点,采用对称的边界条件计算。这样一来在保证计算成功的同时也能够尽量减小被忽略区域的面积。图 3 给出了计算流程简图。

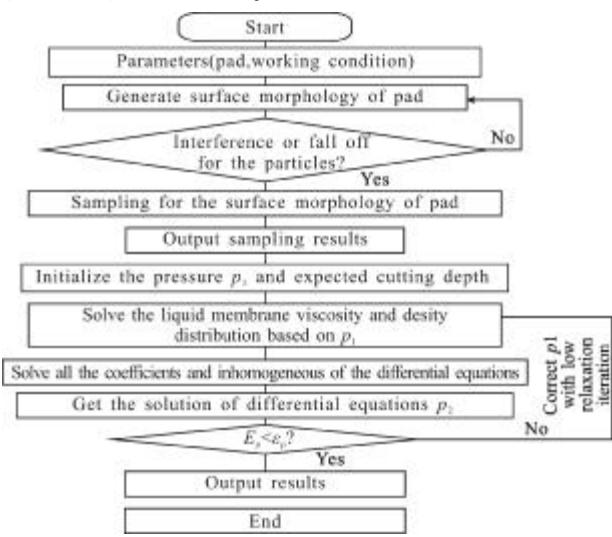


图 3 计算流程简图

Fig.3 Diagram of the calculation flow

4 计算结果分析及讨论

算例中的磨盘形貌参数、载荷工况参数如表 1 所示。

表 1 公式中的参数设定

Tab.1 Parameters in the formulas

| Parameters | Value |
|--|----------|
| Range of particle size [d_{\min}, d_{\max}] / μm | [50, 63] |
| Value of abrasive flow rate V_g / % | 55 |
| External radius of the pad R_1 / mm | 15 |
| Inner radius of the pad R_2 / mm | 5 |
| Sector angle θ / rad | 0.14 |
| Radial grid spacing dr / μm | 12.5 |
| Circumferential grid spacing $d\theta$ / rad | 0.000 7 |
| Pressure in the export area p_{out} / Pa | 0 |
| Viscosity under normal pressure η_0 / $\text{Pa} \cdot \text{s}$ | 0.001 |
| Density under normal pressure ρ_0 / $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ | 1 000 |
| Viscosity and pressure constant Z | 0.68 |

分别绘制磨盘表面形貌、采样结果以及整个模拟区域内磨粒露出高度分布统计结果,如图 4、5 所示。

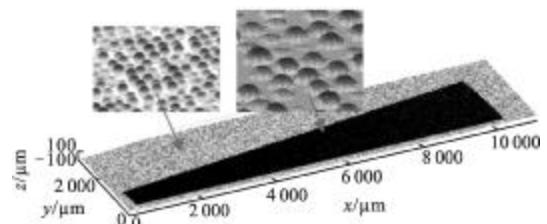


图 4 表面形貌模拟及采样结果

Fig.4 Tool topography approximation model and sampling result

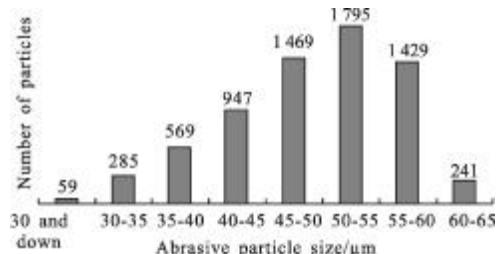


图 5 磨粒露出高度分布图

Fig.5 Distribution of abrasive grain protrusion height

图 5 中磨粒露出高度基本服从正态分布,这与 Syoji K 和 Zhou L B 等人^[10]利用扫面显微镜测量所得结果相符合。

4.1 最大磨削深度对动压力场的影响

在所用工具不变的前提下, 主要的工艺参数有: 最大磨削深度 h_0 、磨削液的入口压力 p_{in} 和磨盘自转速度 ω 。文中希望通过控制动压力的大小来实现概率意义上的对磨削深度的控制, 因此首先需找到动压力与 h_0 间的关系。

计算中取入口压强 $p_{in}=100 \text{ kPa}$, 磨盘转速为 300 rpm。具体计算结果如表 2 所示。

表 2 最大磨削深度对动压力的影响计算结果表

Tab.2 Relationship between hydrodynamic pressure and maximum grinding depth

| Maximum grinding depth $h_0/\mu\text{m}$ | Film thickness $h/\mu\text{m}$ | Dynamic pressure in simulation area/N | Total dynamic pressure/N | Peak of dynamic pressure /MPa |
|--|--------------------------------|---------------------------------------|--------------------------|-------------------------------|
| 30 | 3.82 | 0.010 | 0.446 | 0.657 |
| 25 | 8.82 | 0.024 | 1.074 | 0.155 |
| 20 | 13.82 | 0.059 | 2.668 | 0.103 |
| 15 | 18.82 | 0.191 | 8.549 | 0.297 |
| 10 | 23.82 | 0.351 | 15.763 | 0.586 |
| 5 | 28.82 | 0.713 | 32.003 | 0.134 |
| 1 | 32.82 | 0.737 | 33.087 | 0.167 |

从表中能看出, 随着最大磨削深度的减小膜厚增加而总动压力从不足 0.5 N 上升至 33.1 N, 其变化幅度明显。推测当最大磨削深度增加时, 磨盘上与工件接触的磨粒数量逐渐增多接触面积变大, 这就使得液膜的面积减小、连续性遭到破坏, 从而使动压力的作用变得很小。

为考查最大磨削深度对于动压力分布的影响, 文中对相同半径节点上的动压力值进行均化, 而后在对数坐标系下进行了拟合。分别取切深为 5、15、25 μm 时的均化数据和拟合数据绘制动压力分布图, 结果如图 6 所示。

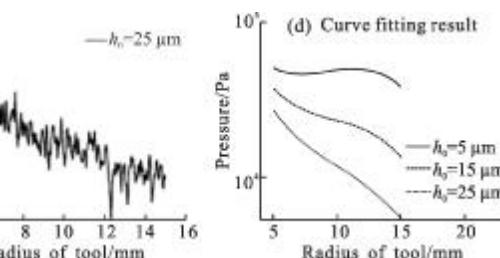
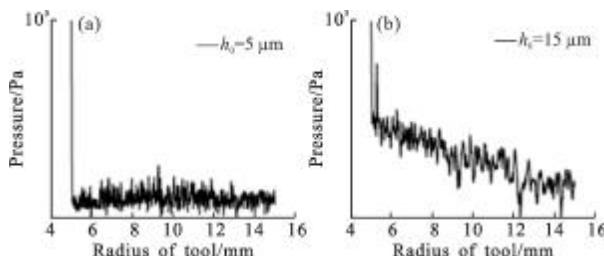


图 6 最大磨削深度对动压力分布影响曲线图

Fig.6 Relationship between hydrodynamic pressure distribution and maximum grinding depth

从上面的结果能够看出最大磨削深度对于动压力分布的影响是显著的。在 h_0 较小时动压力的分布更加均匀。

4.2 入口压力对动压力场的影响

入口压力即为通过磨盘中心孔注入磨削液的压强, 计算中取最大切深 $h_0=20 \mu\text{m}$, 磨盘转速为 300 rpm。具体计算结果如表 3 所示。

表 3 入口压力对动压力的影响计算结果表

Tab.3 Relationship between hydrodynamic pressure and inlet pressure

| Pressure in the export area p_{in}/kPa | Dynamic pressure in simulation area /N | Total dynamic pressure/N | Peak of dynamic pressure/MPa |
|---|--|--------------------------|------------------------------|
| 100 | 0.059 | 2.668 | 0.103 |
| 200 | 0.119 | 5.335 | 0.205 |
| 300 | 0.178 | 8.001 | 0.308 |
| 400 | 0.238 | 10.667 | 0.410 |
| 500 | 0.297 | 13.333 | 0.513 |
| 600 | 0.357 | 15.998 | 0.615 |
| 700 | 0.416 | 18.663 | 0.718 |
| 800 | 0.475 | 21.327 | 0.820 |
| 900 | 0.535 | 23.990 | 0.923 |
| 1000 | 0.594 | 26.654 | 1.025 |

随着入口压强从 100 kPa 增加到 1000 kPa, 动压力及其峰值显著增加且增长趋势都呈现出线性关系。这说明在理论上可以通过增大入口压强的方法来使磨盘“上浮”从而减少磨削深度。

图 7 分别列出了出入口压强为 100、500 和 1000 kPa 时动压力的分布曲线。

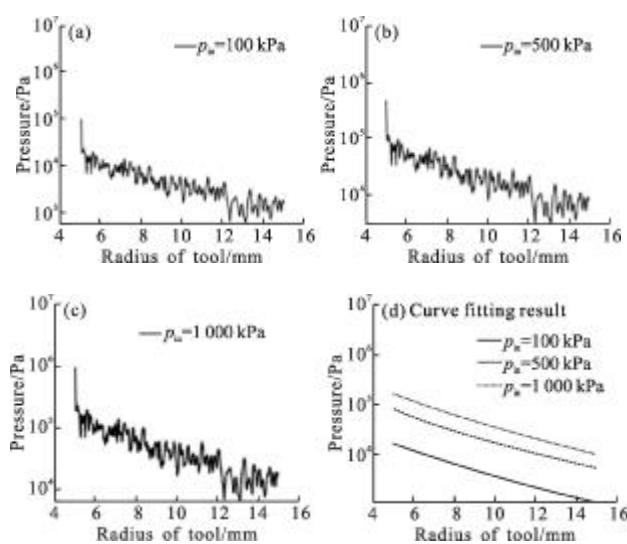


图 7 入口压强对动压力分布影响曲线图

Fig.7 Relationship between hydrodynamic pressure distribution and inlet pressure

动压力沿磨盘半径方向分布不均现象明显,从图 7(a)、(b)、(c)三图中可以看出入口区压力值较出口区高出很多。由此可知,入口压强对于动压力的调节能力是有限度的,单纯的增大入口压强固然会使动压力增大,但也造成整个磨盘上动压力的不均性加剧,易引起磨盘变形,造成去除的不稳定。

4.3 磨盘自转速度对动压力场的影响

考虑到加工质量,磨盘的转速亦不能在过大范围内变动。计算中切深取 $h_0=32.5 \mu\text{m}$,入口压强 $p_{\text{in}}=100 \text{ kPa}$ 。具体计算结果如表 4 所示。

表 4 转速对动压力的影响计算结果表

Tab.4 Relationship between hydrodynamic pressure and rotational speed

| Angular velocity ω/rpm | Dynamic pressure in simulation area /N | Total dynamic pressure/N | Peak of dynamic pressure/MPa |
|--------------------------------------|--|--------------------------|------------------------------|
| 100 | 0.007 22 | 0.324 | 0.223 |
| 150 | 0.007 23 | 0.324 | 0.223 |
| 200 | 0.007 27 | 0.326 | 0.223 |
| 250 | 0.007 27 | 0.326 | 0.224 |
| 300 | 0.007 33 | 0.328 | 0.224 |
| 350 | 0.007 32 | 0.329 | 0.224 |
| 400 | 0.007 37 | 0.330 | 0.224 |

可以看出随着自转速度增加,动压力变化很小而峰值几乎没有变化。这主要是因为在加工过程中液膜不能够形成宏观上的收敛间隙,而仅仅依靠磨盘表面突出磨粒来产生动压,因此在计算过程中,公式(16)右端在很多节点处均为 0,消除了卷吸速度的影响。因此,转速对于动压力大小的影响就变得很小。

从动压力分布规律的角度考察转速的影响,如图 8 所示。

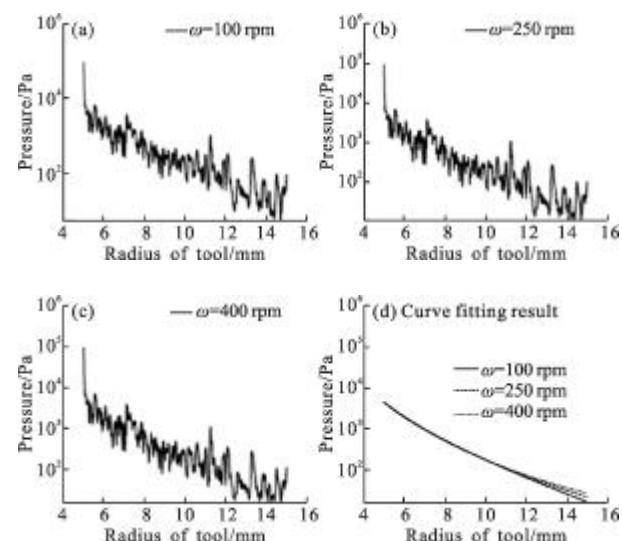


图 8 磨盘自转速度对动压力分布影响曲线图

Fig.8 Relationship between hydrodynamic pressure distribution and rotational speed

从图中能够看出,转速对于动压力场的分布影响同样较小,只是在接近出口处时,因为卷吸速度的上升造成了动压力的微弱上升。

5 结 论

(1) 将流体力学理论应用于固结磨料加工技术中。利用显示有限差分法得到了磨盘与工件间隙流场动压力的数值解。计算结果表明:在一定范围内随着最大磨削深度的减小动压力上升趋势明显,分布也趋于平坦。理论上肯定了通过控制动压力实现确定磨盘不同磨削深度转换的可行性;

(2) 增大入口压强能够显著的提高间隙液膜的动压力值,使磨盘产生“上浮”趋势从而减小磨削深度。但过大的入口压强会使磨盘变形严重,对去除的稳定性造成影响;

(3) 由于磨盘转速应控制在不影响加工质量的范围内且加工中无法形成宏观上的收敛间隙，转速对于间隙液膜的动压力及其分布均无显著影响。

参考文献：

- [1] Wang Zhenglun. Laser ignition and other ignition mode analysis in the artillery [J]. Infrared and Laser Engineering, 2008, 37(S): 422-425. (in Chinese)
王争论. 激光点火及其他点火方式在火炮分析中的研究 [J]. 红外与激光工程, 2008, 37(S): 422-425.
- [2] Zhang Jun. Semiconductor laser beam technology and application[J]. Infrared and Laser Engineering, 2012, 41(12): 3193-3197. (in Chinese)
张俊. 半导体激光合束技术及其应用[J]. 红外与激光工程, 2012, 41(12): 3193-3197.
- [3] Wang Xu. Evaluation of the RB -SiC mirror surface fabricated with the fixed abrasive technology [J]. Infrared and Laser Engineering, 2012, 41(9): 2474-2479. (in Chinese)
王旭. 固着磨料工艺加工碳化硅反射镜表面质量研究[J]. 红外与激光工程, 2012, 41(9): 2474-2479.
- [4] Sundararajan S, Thakurta D G, Schwendeman D W, et al. Two-dimensional wafer-scale chemical-mechanical planarization models based on lubrication theory and mass transport [J]. Journal of the Electrochemical Society, 1999, 146(2): 761-766.
- [5] Park S S, Cho C H, Ahn Y. Hydrodynamic analysis of chemical mechanical polishing process [J]. Tribology International, 2000, 33(10): 723-730.
- [6] Cho C H, Park S S, Ahn Y. Three-dimensional wafer scale hydrodynamic modeling for chemical mechanical polishing [J]. Thin Solid Films, 2001, 389(1-2): 254-260.
- [7] Kim A T, Seok J, Tichy J A, et al. A multiscale elastohydrodynamic contact model for CMP [J]. Journal of the Electrochemical Society, 2003, 150(9): 570-576.
- [8] Koshy P, Jain V K, Lal G K. Stochastic simulation approach to modelling diamond wheel topography [J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1997, 37 (6): 751-761.
- [9] Chen X, Rowe W B. Analysis and simulation of the grinding process. Part I: generation of the grinding wheel surface[J]. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1996, 36 (8): 871-882.
- [10] Syoji K, Zhou L B, Matsui S. Studies on truing and dressing of diamond wheels [J]. Bulletin of the Japan Society for Precision Engineering, 1990, 24(2): 124-129.