

前混合水射流临界喷丸压力的研究

董 星^{1,2}, 王瑞红³, 段 雄¹

(1. 中国矿业大学 机电工程学院, 江苏 徐州 221008; 2. 黑龙江科技学院 机械工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150027; 3. 黑龙江科技学院 计算机与信息工程学院, 黑龙江 哈尔滨 150027)

摘 要: 运用动量定理和 Hertz 弹性接触理论建立了射流弹丸冲击作用靶面上的压力分布模型; 应用弹性力学的空间轴对称问题解答, 分析给出了载荷作用下靶体对称轴上的应力分布; 根据 Mises 屈服条件, 提出了计算临界喷丸速度公式; 以出口带圆柱段的圆锥收敛型喷嘴为例, 应用 Fluent 软件和 Matlab 软件, 分析建立了喷嘴出口轴线上弹丸速度与喷丸压力的关系式. 选用 45 钢为靶体材料, 在给定的喷丸条件下计算了 45 钢临界喷丸压力值; 采用前混合水射流对 45 钢作临界喷丸压力试验, 并用 X 射线应力分析仪测定试样表面的残余应力. 结果表明, 临界喷丸压力的理论计算值和试验数据近似吻合.

关键词: 水射流; 喷丸压力; 喷丸速度; 残余应力

中图分类号: TD421.59

文献标识码: A

Study of premixed water jet critical shot peening pressure

DONG Xing^{1,2}, WANG Rui-hong³, DUAN Xiong¹

(1. College of Mechanical and Electrical Engineering, China University of Mining and Technology, Xuzhou 221008, China; 2. College of Mechanical Engineering, Heilongjiang Institute of Science and Technology, Harbin 150027, China; 3. College of Computer and Information Engineering, Heilongjiang Institute of Science and Technology, Harbin 150027, China)

Abstract: Using momentum theorem and Hertz elasticity contact theory, established the pressure distributing model from impacting on target surface by premixed water jet pill. Using space axis symmetry question resolution of elasticity mechanics, analyzed and showed stress distributing on target symmetry axis effected by load. According to the Mises yield qualification, put forward the formula of critical shot peening velocity. Taking the nozzle whose outlet was taper constringency with column section as a example, used software Fluent and Matlab, analyzed and established the relation formula of pill velocity and shot peening pressure on the axis of outlet of nozzle. Taking 45 steel for target material, calculated the academic critical shot peening pressure value of 45 steel on the condition of given shot peening, made critical shot peening pressure experiment to 45 steel with premixed water jet and residual stress test to specimen surface with X-ray stress instrument. The results indicate that the academic count value of critical shot peening pressure and experiment data inosculate approximatively.

Key words: water jet; pressure; shot peening velocity; residual stress

20 世纪 80 年代末, Zafred 提出了高压水射流喷丸强化工艺^[1], 其后, 各国学者逐渐认识到这一技术的巨大潜力, 开始积极探索研究. 美国的 Kunaporn 等^[2]设计了高压纯水射流喷丸器, 在扇型喷嘴试验条

件下疲劳寿命最大可提高 25% 左右; 俄罗斯的 Фудовин 等^[3]研制了电液压脉冲射流喷丸器, 喷丸强化效果十分显著; 日本的 Hitoshi 等^[4~6]设计了空化射流喷丸器, 即使在中等喷射压力下也可以获得较好的喷丸强化效果; 日本还开发出自吸式干丸后混合水射流喷丸强化设备^[7], 用于汽车后轴传动齿轮的大批量喷丸强化加工; 笔者设计了前混合水射流喷丸强化装置, 进行了相关的基础研究^[8~10]. 但是, 高压水射流喷丸强化技术刚刚起步, 理论上对影响喷丸强化品质的各喷丸参数的研究还很少, 还远远满足不了工程技术的需要. 为此, 笔者从有效控制喷丸强度出发, 以临界喷丸压力为研究对象, 利用接触力学、射流力学、计算流体力学、弹性力学、塑性力学等理论, 探索前混合水射流临界喷丸压力, 以期为该技术的发展进一步提供理论依据.

1 靶面压力分布模型

前混合水射流对靶体的喷丸作用属于液固湍动射流冲击, 为简化分析, 提出如下假设: ① 靶体无限厚, 靶面为无限大的平面, 可认为是一个弹性半空间体; ② 靶体是均质的、各向同性的, 从统计学的观点, 对喷丸强化用的金属材料是完全满足的; ③ 弹丸形状为理想的圆球形; ④ 弹丸的运动速度等于冲击前的水流速度; ⑤ 忽略可能影响冲击性能的边界层作用; ⑥ 水的主要作用是加速弹丸, 忽略其对靶面的冲击效应; ⑦ 弹丸冲击时垂直于靶面; ⑧ 从弹丸开始冲击到冲击产生最大位移时, 弹丸随靶面一起运动, 不发生回弹.

在前混合水射流喷丸过程中, 靶体表层的变形是由弹丸流中每一个弹丸对靶体表面冲击的结果. 因此, 研究临界喷丸压力只考虑单个弹丸对靶体的冲击作用就可以.

一质量为 m 、半径为 R 的圆球形刚性弹丸粒子以速度 u_p 冲击靶体表面, 靶体弹性变形如图 1 所示. 由于变形的对称性, 将形成半径为 a 的圆形接触面. 冲击发生时, 在接触面产生一强扰动, 这一扰动在弹丸中是逆弹丸运动方向传播的冲击波, 在靶体中是顺弹丸运动方向传播的冲击波. 由连续性方程知, 接触面上弹丸与靶体质点速度相同, 冲击压力相等. 根据动量定理得弹丸对靶体的平均冲击压力 $p_{av} = \rho_p u_p c_p$, 其中 ρ_p 为弹丸的密度; c_p 为应力波在弹丸中的传播速度.

根据 Hertz 弹性接触理论, 接触面中心的最大冲击压力 p_m 是接触面上平均压力 p_{av} 的 1.5 倍, 即

$$p_m = 3p_{av}/2 = 3\rho_p u_p c_p / 2. \quad (1)$$

由式 (1) 知, 弹丸的最大冲击压力与其密度 ρ_p 、冲击速度 u_p 和应力波在弹丸中传播速度 c_p 的一次方成正比, 因此, 增大弹丸的密度和冲击速度, 可以提高最大冲击压力.

接触半径 $a^{[11]}$ 为

$$a = \frac{\pi p_m R}{2E}, \quad (2)$$

式中, $1/E = (1 - \nu_p^2)/E_p + (1 - \nu_s^2)/E_s$, 其中 ν_p , ν_s 分别为弹丸与靶体材料的泊松比; E_p , E_s 分别为弹丸与靶体材料的弹性模量.

接触面内的压力分布 $p(r)$ 是一个半球面函数, $p(r) = p_m [1 - (r/a)^2]^{1/2}$.

2 靶体对称轴上的应力分布

在圆柱坐标系中, 圆球形弹丸对靶面的冲击作用是一个轴对称面分布载荷, 对称轴上产生最大冲击压力 p_m , 因此, 对前混合水射流临界喷丸压力分析时, 只研究对称轴上的应力状态就可以.

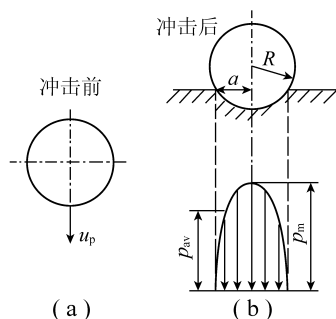


图1 弹丸冲击压力分布模型

Fig. 1 The pressure distributing model impacted by pill

已知接触面内的压力分布函数 $p(r)$, 根据弹性力学的空间轴对称问题解答, 在对称轴上的应力分量 σ_z 、 σ_r 和 σ_θ ^[11] 分别为

$$\sigma_z = -p_m \frac{a^2}{a^2 + z^2}, \quad \sigma_r = \sigma_\theta = -p_m \left[(1 - \nu_s) - \frac{1}{2} \frac{a^2}{a^2 + z^2} - (1 + \nu_s) \frac{z}{a} \arctan \frac{a}{z} \right]. \quad (3)$$

对于轴对称面分布载荷, 在接触应力场中沿对称轴 σ_z 、 σ_r 和 σ_θ 为主应力, 因此, 在对称轴上各点处的最大剪应力 τ^0 为

$$\tau^0 = (\sigma_r - \sigma_z)/2. \quad (4)$$

将式 (3) 代入式 (4) 得 $\tau^0 = -\frac{p_m}{2} \left[(1 + \nu_s) - \frac{3}{2} \frac{a^2}{a^2 + z^2} - (1 + \nu_s) \frac{z}{a} \arctan \frac{a}{z} \right]$, 最大剪应力 τ^0 作

用在与对称轴成 45° 的斜面上。

以常用的 45 钢靶体材料为例, 取泊松比 $\nu_s = 0.3$, 根据式 (3), (4), 得前混合水射流喷嘴冲击下靶体对称轴上的正应力分量 σ_z 、 σ_r ($\sigma_r = \sigma_\theta$) 和最大剪应力 τ^0 沿靶体深度的分布如图 2 所示。由图 2 知, $z=0$ 时, 即在接触面载荷圆中心处, 有 $\sigma_z = -p_m$, $\sigma_r = \sigma_\theta = -0.8p_m$, $\tau^0 = 0.1p_m$; 在 $z=0.48a$ 的深度处产生对称轴上的最大剪应力 $\tau_m^0 = 0.31p_m$ 。 τ_m^0 比接触面载荷圆中心处的最大剪应力值 τ^0 大 3.1 倍。

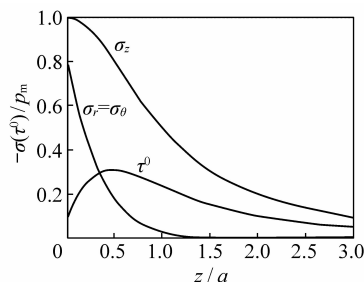


图 2 应力沿靶体深度的分布

Fig. 2 Distribution of stress along the depth of target

3 临界喷丸压力

临界喷丸压力是使受喷靶体材料表层产生塑性形变的最小喷丸压力。喷丸过程中, 当靶材开始屈服时, 前混合水射流喷嘴入口全压达到临界值。采用对塑性金属材料更接近实际的 Mises 屈服条件, 其应力强度^[12] $\bar{\sigma} = [(\sigma_z - \sigma_r)^2 + (\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2]^{1/2} / \sqrt{2}$, 即 $\bar{\sigma} = \sigma_r - \sigma_z$ 。

由式 (4) 和图 2 知, 在 $z=0.48a$ 深度处, 应力强度 $\bar{\sigma}$ 亦达到最大值, $\bar{\sigma}_m = 2\tau_m^0 = 0.62p_m$, 其中 p_m 为载荷圆中心临界冲击压力, 塑性流动将首先在该点发生。令 $\bar{\sigma}_m = \sigma_s$, 有

$$p_m = 50\sigma_s/31. \quad (5)$$

将式 (1) 代入式 (5), 得临界喷丸速度为

$$u_{pc} = \frac{100}{93} \frac{\sigma_s}{\rho_p c_p}. \quad (6)$$

由式 (6) 知, 前混合水射流的临界喷丸速度与靶体屈服应力 σ_s 的一次方成正比, 与弹丸密度 ρ_p 和应力波在弹丸中传播速度 c_p 的一次方成反比, 而与靶距无关。

因前混合水射流喷丸时, 弹丸粒子离开喷嘴后在射流核心段内仍要继续加速, 因此, 如果近似认为在射流转折面处弹丸速度达到最大, 在射流基本段内弹丸速度缓慢衰减, 则在射流工作靶距范围内, 弹丸粒子速度在喷嘴出口处最小。所以, 以喷嘴出口处的弹丸速度作为临界喷丸速度计算的临界喷丸压力, 可以近似看作是射流工作靶距范围内的临界喷丸压力。

在上述利用动量定理、接触力学、弹性力学和塑性力学理论求得喷嘴出口处的临界喷丸速度式 (6) 后, 下一步就是将喷嘴出口处的临界喷丸速度作为已知条件求解喷丸入口处的高压水的临界喷丸压力。但是, 由于弹丸粒子在流经喷嘴过程中受到高速水流的曳力、重力、压差力、附加质量力、Basset 力、Magnus 升力、Saffman 升力等作用, 建立的弹丸粒子运动方程存在复杂的非线性关系, 难以用传统的数学方法求得解析解, 目前, 只能通过数值方法求得数值解和实现可视化^[13]。下面利用计算流体力学 (CFD) 方法求解喷嘴入口的临界喷丸压力。

以常用的出口带圆柱段的圆锥收敛型喷嘴为例,取喷嘴物理模型计算区域总长度为45 mm,其中,与高压管相连的直线段长度为20.5 mm,喷嘴圆锥收敛段长度为3 mm,出口圆柱段长度为21.5 mm,出口直径为2.2 mm,网格划分如图3所示。



图3 物理模型的网格划分

Fig. 3 The gridding partition of physics model

为建立包含临界喷丸压力区域上喷嘴出口弹丸速度与喷丸压力的关系,采用 Fluent 软件对喷丸压力分别为0.3、1.1、2.0 MPa的3个

压力水平进行数值模拟,数值模拟方法与文献[13]相同,流场迭代的收敛残差 $R \leq 10^{-4}$,得到位于喷嘴轴线上直径为0.25 mm的玻璃弹丸速度随行程的变化曲线如图4所示。由图4得,在喷丸压力分别为0.3、1.1、2.0 MPa时,喷嘴出口截面轴线上弹丸速度分别为19.339、52.844、72.524 m/s。

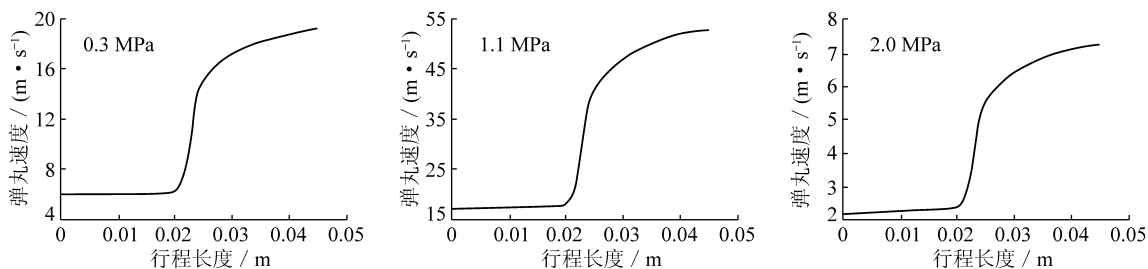


图4 弹丸速度随行程的变化

Fig. 4 The variety of pill velocity following journey

设喷丸压力 $p_i = 0.3, 1.1, 2.0$ MPa时,喷嘴出口截面轴线上弹丸速度与喷丸压力之间关系符合二次多项式函数,即 $u_p(p_i) = ap_i^2 + bp_i + c$,采用 Matlab 的多项式曲线拟合函数求解多项式系数,得 $a = -11.773\ 3$, $b = 58.363\ 6$, $c = 2.889\ 2$,则弹丸速度与喷丸压力的关系式为

$$u_p = -11.773\ 3p_i^2 + 58.363\ 6p_i + 2.889\ 2. \quad (7)$$

4 计算实例

喷丸条件:工作介质为玻璃弹丸,弹丸密度 $\rho_p = 2.5 \times 10^3$ kg/m³,弹丸直径 $d_p = 0.25$ mm,弹性模量 $E_p \rightarrow \infty$,应力波在玻璃弹丸中的传播速度 $c_p = 5\ 300$ m/s;靶材选用45钢,密度 $\rho_s = 7.8 \times 10^3$ kg/m³;按GB6397-86标准规定加工金属拉伸试验试样,按GB228-87标准规定,采用MTS 810 Material Test System作45钢单向拉伸试验,得45钢弹性模量 $E_s = 209$ GPa,屈服应力 $\sigma_s = 441$ MPa,并取泊松比 $\nu_s = 0.3$ 。

根据上述喷丸条件,由式(5)得载荷圆中心临界冲击压力 $p_{mc} = 711$ MPa;由式(2)得弹丸作用于靶面上的冲击接触半径 $a = 0.61 \times 10^{-6}$ m,靶体对称轴上的最大剪应力和最大应力强度发生在深度 $z = 0.48a = 0.293 \times 10^{-6}$ m处;由式(6)得临界喷丸速度 $u_{pc} = 35.8$ m/s;将临界喷丸速度35.8 m/s代入式(7),求解多项式得临界喷丸压力 $p_{ic} = 0.649$ MPa。因此,对于该喷丸条件和45钢靶体材料,只有当喷丸压力大于0.649 MPa时,才能使靶体材料产生喷丸强化效果。

5 试验结果

当前混合水射流的喷丸压力大于临界压力值时,靶材将发生塑性流动,并产生残余应力。因此,采用测定屈服点残余应力值的方法判别临界喷丸压力的出现。

45钢喷丸试样是经过热处理的直径 2.5×10^{-2} m、高度 1.3×10^{-2} m的圆柱形试样,用5号金相砂纸将表面轻轻磨光,再采用浓度为70%的高氯酸100 mL+无水乙醇900 mL配成的电解液进行电解抛光,从表面去掉 5×10^{-5} m厚的一层,以消除热处理应力和机械加工应力。

采用前混合水射流对试样表面喷丸。喷丸条件:喷嘴直径为 2.2×10^{-3} m,靶距为 2×10^{-2} m,扫描速度为 3×10^{-3} m/s,弹丸流量为0.8 kg/min,喷丸压力分别为0.45、0.55、0.65 MPa。

由于靶体对称轴上首先发生塑性流动点的位置距表面的深度仅为 $0.293 \times 10^{-6} \text{ m}$, 因此以表面残余应力近似代替屈服点的残余应力, 采用 2001 型 X 射线应力分析仪测定表面相互垂直方向的应力, 取其平均值作为测定值, 测得 0.45, 0.55, 0.65 MPa 喷丸压力下的残余应力分别为 0, -3.9, -7.3 MPa. 由此可知, 当喷丸压力为 0.55 MPa 时, 靶材就出现了塑性流动, 并产生 3.9 MPa 的残余压应力. 因此, 临界喷丸压力的理论计算值与试验数据的最大相对误差为 15.4%.

6 结 论

(1) 射流弹丸冲击作用下在靶面上产生的压力分布是一个半球面函数, 冲击中心的最大压力与弹丸密度、弹丸冲击速度和应力波在弹丸中传播速度的一次方成正比.

(2) 对于泊松比为 0.3 的靶体材料, 在压力作用下靶体对称轴上深度为 0.48 倍冲击半径处产生最大剪应力, 塑性流动首先在该点发生.

(3) 临界喷丸速度与靶体材料屈服应力的一次方成正比, 与弹丸密度和应力波在弹丸中传播速度的一次方成反比, 与靶距无关.

(4) 对于出口带圆柱段的圆锥收敛型喷嘴, 当喷丸压力在 0.3 ~ 2.0 MPa 区间时, 喷嘴出口轴线上弹丸速度与喷丸压力关系是一个二次多项式函数, 当喷丸速度达到临界值时, 由二次多项式可以求得临界喷丸压力.

(5) 靶材是 45 钢时, 临界喷丸压力的理论计算值与试验数据的最大相对误差为 15.4%.

参考文献:

- [1] Zafred P R. High pressure water shot peening [P]. Europe, 0218354B1. 1990.
- [2] Kunaporn S, Ramulu M, Hashish M, et al. Ultra high pressure waterjet peening - part II: high cycle fatigue performance [A]. 2001 WJTA American Waterjet Conference [C]. Madison: Omnipress, 2001.
- [3] Л В Фудовин. 零件表面的液体脉冲射流强化 [J]. 国外金属加工, 1993 (4): 1 ~ 5.
- [4] Hitoshi S A, Kazuo U I, Masumi S A. Improvement of fatigue strength by using a cavitating jet [A]. Proceedings of the International Symposium on New Applications of Water Jet Technology [C]. Tokyo: The Water Jet Technology Society of Japan, 1999. 151 ~ 156.
- [5] Hitoshi Soyama, Kenichi Saito, Masumi Saka. Improvement of fatigue strength of aluminum alloy by cavitation shotless peening [J]. Transaction of the ASME, 2002, 124: 134 ~ 139.
- [6] Dan Odhiambo, Hitoshi Soyama. Cavitation shotless peening for improvement of fatigue strength of carbonized steel [J]. International Journal of Fatigue, 2003, 25: 1 217 ~ 1 222.
- [7] 刘阳春. 采用喷水提高齿轮强度的方法 [J]. 国外金属加工, 1999 (7): 1 ~ 4.
- [8] 董 星, 段 雄. 高压水射流喷丸强化技术 [J]. 表面技术, 2005, 34 (1): 48 ~ 49.
- [9] Dong Xing, Duan Xiong. The research of continuous water jet critical shot peening pressure [A]. Proceedings of ICMEM2005 [C]. Monmouth Junction: Science Press and Science Press USA Inc., 2005. 1 359 ~ 1 363.
- [10] Dong X, Wang R H, Duan X. The academic research of continuum water jet core section critical shot peening pressure [A]. Proceedings of ICSFT 2006 [C]. Sydney: Frontiers of Design and Manufacturing, 2006. 511 ~ 518.
- [11] Johnson K L. 接触力学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 1992. 68 ~ 71, 105 ~ 106.
- [12] 王春玲. 塑性力学 [M]. 北京: 中国建材工业出版社, 2005. 39 ~ 40.
- [13] 王瑞红, 马安昌, 李德玉. 准直管磨料射流喷头内流的数值模拟研究 [J]. 煤炭学报, 2006, 31 (2): 250 ~ 254.