

基于能量等效的预应力喷丸弯曲变形行为

王 桐, 王万礼, 徐潇杰, 石金珂, 杨 倩, 张 挺, 杨 毅

(西安现代控制技术研究所, 陕西 西安 710065)

摘要: 鉴于预应力喷丸成形过程涉及复杂的弹塑性变形, 难以直接建立喷丸参数与零件变形响应之间的映射关系。从能量等效的角度对预应力喷丸变形行为进行研究, 建立了平板试件的喷丸弯曲变形计算模型。在该模型中, 受喷板件的变形能量由弹丸撞击输入的总动能和修正系数决定, 其中修正系数综合考虑了实际成形过程中斜向撞击、弹丸相互作用和弹丸重叠的影响。研究表明: 受喷板件的曲率半径的平方分别与弹痕覆盖率和单个喷丸的平均输入能量成反比; 此外, 预应力越大, 弹丸输入的动能中转化为板件变形能的比例越大, 相应地曲率半径也越大。研究结果可进一步用于指导实际大型薄壁零件的成形制造。

关键词: 2024 铝合金; 喷丸成形; 预应力; 能量等效; 薄板弯曲

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.07.010

中图分类号: V261.7

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2025) 07-0074-09

Bending deformation behavior on pre-stressed shot peening based on energy equivalence

Wang Tong, Wang Wanli, Xu Xiaojie, Shi Jinke, Yang Qian, Zhang Ting, Yang Yi

(Xi'an Modern Control Technology Research Institute, Xi'an 710065, China)

Abstract: For the problems that the pre-stressed shot peening forming process involved complex elastic-plastic deformation, and it was difficult to directly establish the mapping relationship between shot peening parameters and deformation response of parts, the deformation behavior of pre-stress shot peening was investigated from the perspective of energy equivalence, and a shot peening bending deformation calculation model for flat specimen was established. In this model, the deformation energy of shot-peened plate was determined by the total kinetic energy input by the shot impact and the correction coefficient, which comprehensively considered the influence of oblique impact, shot interaction and shot overlap in the actual forming process. The results show that the square of curvature radius for shot-peened plate is inversely proportional to the dent coverage ratio and the average input energy of individual peening shot. In addition, the greater the pre-stress, the greater the proportion of the kinetic energy input by the shot that is converted into plate deformation energy, and the correspondingly larger the curvature radius. Thus, the research findings can be further used to guide the actual forming and manufacturing of large thin-walled parts.

Key words: 2024 aluminum alloy; shot peening forming; pre-stress; energy equivalence; thin-plate bending

预应力喷丸成形是在喷丸强化基础上发展起来的一种可用于成形火箭、飞机复杂整体壁板的重要工艺方法^[1-2]。除了具有成形薄壁结构件的能力之外, 预应力喷丸成形还可以改善零件表面质量, 提高零件的抗疲劳性能^[3]。喷丸过程伴随着大量弹丸的撞击作用, 使得围绕弹痕的材料向四周延伸, 使零件表面积增加, 最终引起零件变形。成形过程受多种喷丸参数 (如预应力、气压、机床速度^[4]等) 的影响, 研究这些参数在喷丸变形行为中的作用机

理已成为目前喷丸成形领域中迫切需要解决的问题。为此, 学者们提出了各种研究方法, 如宏观力法、直接应力法以及等效热载荷法等。

宏观力法主要是基于 Hertz 接触理论建立饱和喷丸条件下残余应力场的计算模型, 如 Miao H Y 等^[5]提出的 Almen 强度预测模型。虽然该方法可简单计算饱和喷丸后零件内部的残余应力场, 但由于实际喷丸成形过程的覆盖率未达到饱和状态, 往往忽略了多弹丸撞击后零件内部应力场之间的相互作用。并且受多弹丸随机撞击的影响, 零件内部各处通常伴随着弹性变形与塑性变形同时出现, 这也使得应力演化过程难以用公式显式地描述出来。为了直接预测喷丸变形, 张贤杰^[6]考虑了覆盖率对喷丸

收稿日期: 2025-02-26; 修订日期: 2025-05-26

作者简介: 王 桐 (1989-), 男, 博士, 工程师

E-mail: 1013956651@qq.com

变形的影响, 提出一种线密度法, 建立了受喷零件变形响应与喷丸参数之间的显式解析关系。

直接应力法可将模拟弹丸撞击产生的应力场作为初始应力直接施加到零件单元节点上, 然后通过解除边界约束条件成形为所需的形状^[7-8]。在此基础上, Gariépy A 等^[9-10]提出一种多层壳单元模型, 将零件中的实体单元简化为壳单元, 通过在模型上下两层施加诱导应力, 并利用中间层调节零件厚度, 实现了壁板零件的变形模拟。虽然该方法可用于实际壁板零件的变形模拟, 但由于诱导应力同时输入到零件中, 忽略了喷丸路径的影响。此外, 随着代表单元尺寸增大、弹丸个数增多, 相应的计算量将成几何倍数增长。为了在保证计算精度的同时降低计算成本, Bhuvaraghan B 等^[11]利用离散元法模拟弹丸流的撞击过程, 并将离散元的输出结果作为有限元的输入, 以计算最终的变形效果。

等效热载荷法即通过施加热载荷来模拟喷丸残余应力引起的变形。Levers A 等^[12]通过在零件厚度方向上施加温度梯度, 来模拟喷丸过程中残余应力引起的变形。在此基础上, Gardiner D 等^[13-14]通过设定材料的各向异性并改变热膨胀系数, 以模拟零件在预应力喷丸条件下的变形。Wu W 等^[15]以 Almen 试片弧高值为中介, 建立了温度与喷丸参数之间的经验关系, 可在残余应力未知的情况下模拟喷丸变形过程。虽然该方法避免了残余应力的精确测量, 但相应地增加了 Almen 试片的喷丸试验量。胡凯征等^[16-17]通过施加非均匀温度场的方式, 诱导零件表面层产生等效塑性变形, 并在此基础上, 通过循环温度加载-卸载过程以模拟计算喷丸变形响应。该方法虽然忽略了实际喷丸成形过程中温度与热膨胀系数的影响, 但同时又引入了等效塑性应变、塑性应变层深度以及过渡层深度等参数, 使得模型过于复杂。

从变形能量的角度考虑零件在预应力喷丸下的变形行为, 可以忽略弹丸撞击变形分布、应力测量分析等复杂的细节, 从而实现喷丸变形模型的简化。由于预弯状态下零件所受的弯矩被限制在弹性范围内, 喷丸成形后弹性预弯作用产生的变形能将被完全释放, 本文将受喷零件的变形视为由弹丸弹塑性撞击引入到零件内部的弹性势能驱动作用的结果。弹丸通过撞击作用将其动能的一部分以弹塑性变形能的形式输入到零件内部, 这些能量中的一部分通过塑性变形能等形式耗散, 剩余存储在零件内部的弹性变形能则驱动零件产生变形。受喷零件内部输

入的总能量通过弹丸撞击前后动能的变化量以及弹丸数量计算得到; 而零件喷丸变形后的等效能量, 则可由平板纯弯曲理论计算得出, 最终基于能量等效原理, 建立零件变形与喷丸参数之间的定量关系。

1 理论模型

在本文建立的模型中, 除弹丸撞击输入的能量和弹丸回弹导致的能量损失外, 假定不存在其他形式的能量损失, 如热传导等。这是因为在实际的喷丸成形过程中, 工件的变形可视为大量弹丸弹塑性冲击的结果。一般来说, 变形过程中没有其他形式的能量输入或损失。

1.1 预弯加载

对于预应力喷丸成形, 首先应借助外力使零件产生弯曲变形, 并且变形被控制在材料的弹性范围之内。在喷丸处理过程中使零件始终保持预弯状态, 如图1所示, 零件受预弯矩 M_p 作用, 直到喷丸成形后释放所有约束, 零件将在预弯方向获得较大的变形。

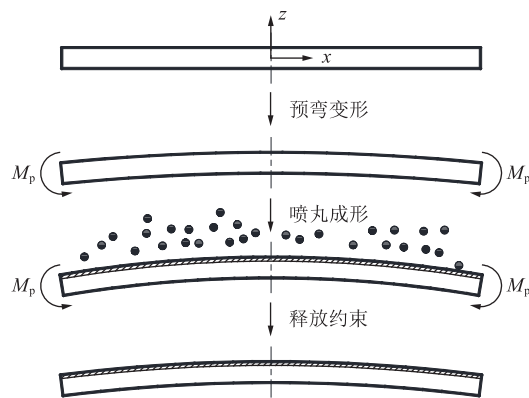


图1 零件预应力喷丸成形示意图

Fig. 1 Schematic diagram of pre-stressed shot peening forming for parts

1.2 喷丸能量输入

质量为 m 的弹丸以速度 v_d 撞击零件表面, 撞击完成后弹丸以速度 v_r 反弹, 撞击前后动能的变化量即为单弹丸撞击作用下输入到零件内部的能量, 可表示为:

$$\Delta\Phi_k = \frac{1}{2}mv_d^2 - \frac{1}{2}mv_r^2 \quad (1)$$

式中: $\Delta\Phi_k$ 为单弹丸因撞击作用输入到板件内部的能量。

零件经过 n 个弹丸撞击后, 输入到零件内部的总能量 Φ 可表示为:

$$\Phi = \sum_{i=1}^n \Delta\Phi_{K_i} \quad (2)$$

式中: $\Delta\Phi_{K_i}$ 为第 i 个弹丸因撞击作用输入到板件内部的能量, $i=1, \dots, n$; n 为弹丸数量。

本文采用单位面积上的弹痕个数 C (即弹痕覆盖率^[18]) 乘以零件表面面积 A 来表征实际撞击弹丸的个数, 即 $n=CA$ 。

若利用同一喷丸参数下各弹丸输入能量的平均值 $\Delta\Phi_K$ 来代表该喷丸参数下单弹丸因撞击作用输入到板件内部的能量, 则式 (2) 可简化为:

$$\Phi = CA\Delta\Phi_K \quad (3)$$

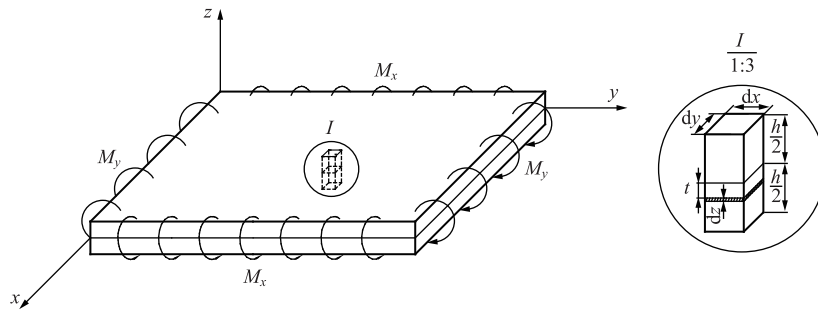


图 2 平板受均布弯矩作用示意图

Fig. 2 Schematic diagram of plate subjected to uniform bending moments

单元体内储存的应变能 dW , 可由作用在该单元体上的弯矩 $M_x dy$ 和 $M_y dx$ 在平板弯曲时所做的功计算:

$$dW = -\frac{1}{2} \left(M_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + M_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) dx dy \quad (5)$$

将式 (4) 代入式 (5), 可得:

$$dW = \frac{Eh^3}{24(1-\nu^2)} \left[\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] dx dy \quad (6)$$

对于平板的纯弯曲变形, 在一定长度范围内, 其曲率为一恒定值, 因此, 在式 (6) 中可用平板的面积 A 代替面积元 $dx dy$, 可得平板的弯曲变形能 W 的表达式为:

$$W = \frac{Eh^3 A}{24(1-\nu^2)} \left[\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right] \quad (7)$$

又由于:

$$\begin{cases} \kappa_x = -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ \kappa_y = -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \end{cases} \quad (8)$$

1.3 零件变形等效能量模型

考虑平板受均匀分布的弯矩作用而产生弯曲^[19], 如图 2 所示, 其中 t 为单元体距 xy 平面的距离, 则有:

$$\begin{cases} M_x = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) \\ M_y = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right) \end{cases} \quad (4)$$

式中: M_x 、 M_y 分别为作用于平行 x 轴、 y 轴的边缘上单位长度的弯矩; w 为挠度; ν 为材料泊松比; D 为平板的弯曲刚度, $D=Eh^3/12(1-\nu^2)$; E 为零件的弹性模量; h 为零件的厚度; x 、 y 、 z 分别为平板长度方向、宽度方向和厚度方向。

式中: κ_x 和 κ_y 分别为沿 x 、 y 方向的曲率。

将式 (8) 代入式 (7) 可得:

$$W = \frac{Eh^3 A}{24(1-\nu^2)} (\kappa_x^2 + \kappa_y^2 + 2\nu\kappa_x\kappa_y) \quad (9)$$

考虑到曲率为曲率半径的倒数, 则有:

$$W = \frac{Eh^3 A}{24(1-\nu^2)} \left(\frac{1}{\rho_x^2} + \frac{1}{\rho_y^2} + \frac{2\nu}{\rho_x\rho_y} \right) \quad (10)$$

式中: ρ_x 为 ρ_y 分别为沿 x 、 y 方向的曲率半径。

根据能量守恒定律可知, 弹丸因撞击作用输入的能量被用于零件的喷丸变形。在预应力喷丸成形过程中, 由于预弯载荷 (预弯矩 M_p) 的作用, 使板件产生预弯曲变形能 W_p 。此外, 考虑到诸如斜向撞击和弹丸相互作用, 以及弹丸重叠等问题会对实际的喷丸成形过程产生影响, 即能量损耗, 本文设定了一个系数用于修正弹丸的撞击能量。综合以上因素, 喷丸变形过程的能量等效方程可表示为:

$$W_p + K_p \Phi = W + W_p \quad (11)$$

式中: K_p 为修正系数, 可通过预应力喷丸成形试验确定。

将式 (3) 和式 (10) 代入式 (11), 可得:

$$K_p CA\Delta\Phi_K = \frac{Eh^3 A}{24(1-\nu^2)} \left(\frac{1}{\rho_x^2} + \frac{1}{\rho_y^2} + \frac{2\nu}{\rho_x\rho_y} \right) \quad (12)$$

若忽略 y 方向的变形, 仅考虑沿 x 方向的弯矩作用, 则可得:

$$\rho = \sqrt{\frac{Eh^3}{24K_p C(1-\nu^2)\Delta\bar{\Phi}_k}} \quad (13)$$

式 (13) 即为利用能量等效法计算预应力喷丸变形的控制方程。

2 试验

2.1 试件规格

本文采用 2024-T351 铝合金板制备试件, 其屈服强度为 383 MPa, 弹性模量为 73.1 GPa, 泊松比为 0.33。

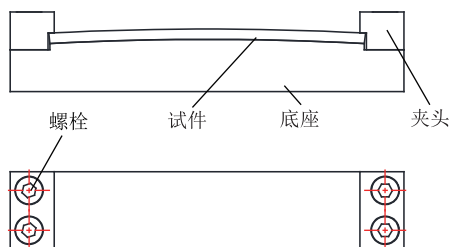


图3 预应力喷丸成形试验夹具示意图

Fig. 3 Schematic diagram of test fixture for pre-stressed shot peening forming

为了确定试件对喷丸参数的力学响应, 进行了预应力喷丸成形试验, 试件采用简单的平板结构, 其尺寸为 200 mm (长度) \times 50 mm (宽度) \times 6 mm (厚度)。在成形过程中, 喷嘴以一定速度沿试件长度方向进行喷丸操作。喷丸前后, 分别利用半径规测量试件初始外形。使用照相设备将试件喷丸表面弹痕分布情况以图片形式记录下来, 并利用 ImageJ 图像处理软件测量弹痕个数与弹痕直径。

由于影响成形过程的喷丸参数较多, 如弹丸直径、喷射角、喷射距离、喷嘴直径、喷射气压、弹丸流量与机床进给速度等, 而在工业实际中主要通过调节喷射气压 (影响喷丸强度) 与机床进给速度 (影响弹丸覆盖率) 来控制喷丸成形过程。基于此, 本文将喷丸成形试验划分为 3 组, 分别考虑预应力、喷射气压和机床进给速度等参数的影响, 3 组试验参数见表 1。其中, 弹丸规格选用 APB1/8 铸钢丸, 入射角度为 90° , 喷射距离为 300 mm, 弹丸流量为 $10 \text{ kg} \cdot \text{min}^{-1}$ 。

3 结果与讨论

3.1 修正系数的确定

单个弹丸因撞击作用输入到板件内部的能量与

2.2 预应力喷丸成形试验

利用 MPPF20000/2500 数控喷丸机对试件进行喷丸处理。图 3 为预应力喷丸成形试验夹具示意图, 试件被放置在具有一定曲率的底座上, 并利用两端的夹头加以固定, 从而使试件在喷丸成形前产生预弯曲变形。

对于预应力喷丸成形试验夹具, 其底座上表面的曲率半径可根据式 (14) 计算:

$$\rho_p = E \frac{h}{2\sigma_p} \quad (14)$$

式中: σ_p 为板件表面最大预应力; ρ_p 为预弯曲曲率半径。

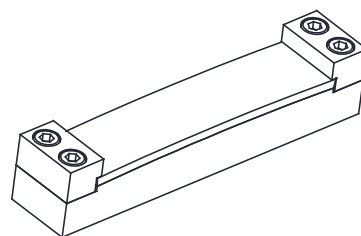


表 1 预应力喷丸成形试验参数

Table 1 Test parameters for pre-stressed shot peening forming

序号	喷射气压/ MPa	机床进给速度/ ($\text{m} \cdot \text{min}^{-1}$)	预应力/MPa
1	0.4	4	80、160、240、320、360
2	0.15、0.20、 0.25、0.30	2	160
3	0.20	2、4、6、8	160

弹痕直径之间的关系是根据喷丸试验确定的。由于弹丸撞击目标时, 材料的弹塑性变形是一个非常复杂的过程, 目前还很难通过理论推导直接获得弹痕直径与弹丸动能之间的关系。因此, 本文采用试验方法来确定两者之间的关系。在试验过程中分别得到了喷射气压与弹痕直径、喷射气压与弹丸速度之间的关系, 如图 4a 和图 4b 所示, 结合式 (1) 计算了相应的弹丸动能, 再通过曲线拟合的方式确定了单个弹丸因撞击作用输入到板件内部的平均能量随弹痕直径的变化关系, 如图 4c 所示, 其中 R^2 为相关系数。

拟合图 4c 中的试验数据, 可以得到单个弹丸因撞击作用输入到板件内部的平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 与平均弹痕直径 \bar{d} 之间的关系为:

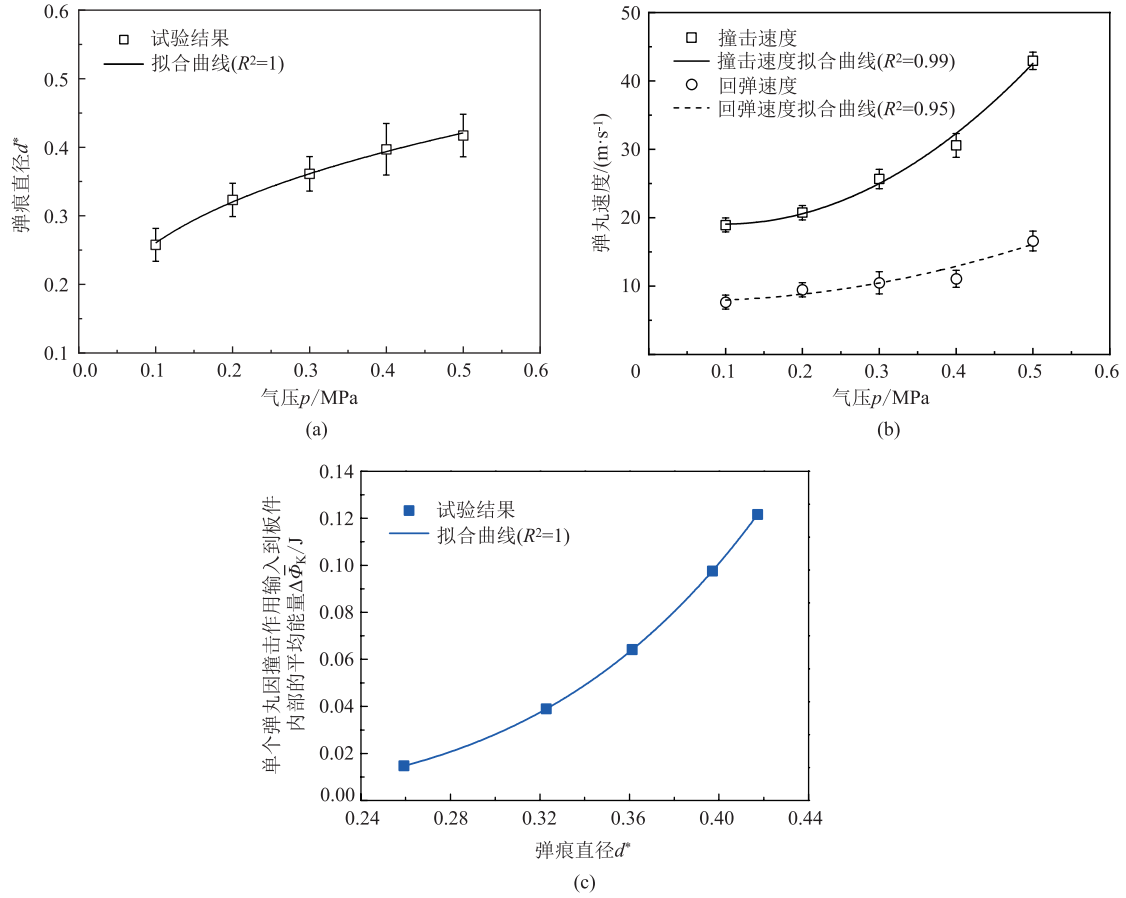


图 4 喷丸成形试验参数关系曲线

(a) 弹痕直径与喷射气压之间的关系 (b) 弹丸速度与喷射气压之间的关系 (c) 单个弹丸因撞击作用输入到板件内部的能量与弹痕直径之间的关系

Fig. 4 Relationship curves of shot peening forming test parameters

(a) Relationship between dent diameter and jet air pressure (b) Relationship between shot velocity and jet air pressure
(c) Relationship between energy input into plate by single shot due to impact and dent diameter

$$\Delta\bar{\Phi}_k = \xi \left(\frac{\bar{d}}{d'} \right)^{4.439} \quad (15)$$

式中: d' 为弹丸直径; ξ 为常量, $\xi=5.891$ 。

将式 (15) 代入式 (3), 则有:

$$\Phi = CA\Delta\bar{\Phi}_k = CA[\xi(d^*)^{4.439}] \quad (16)$$

式中: d^* 为弹痕直径, $d^* = \bar{d}/d'$ 。

结合式 (11) 和式 (16), 可将修正系数 K_p 表示为:

$$K_p = \frac{W}{\Phi} = \frac{W}{CA\Delta\bar{\Phi}_k} \quad (17)$$

根据表 1 中第 1 组参数开展预应力喷丸成形试验, 并利用式 (17) 确定修正系数 K_p 与平均弹痕直径 \bar{d} 、弹痕覆盖率 C 以及板件表面最大预应力 σ_p 之间的关系, 具体结果如图 5 所示。在其他条件不变的情况下, 弹痕覆盖率 C 对修正系数 K_p 的影响

并不大 (图 5a)。而从图 5b 中可以看出, 修正系数 K_p 随平均弹痕直径 \bar{d} 增加而近似线性地增加。此外, 修正系数 K_p 随预应力 σ_p 的增加近似线性地增加, 如图 5c 所示, 这可归因于预应力 σ_p 对板件弯曲变形能 W 的影响。式 (17) 中板件的弯曲变形能 W 与曲率半径 ρ 密切相关, 对于受喷板件, 其曲率半径 ρ 随预应力 σ_p 的增加而减小, 如图 5d 所示。综合以上因素, 修正系数 K_p 表现为平均弹痕直径 \bar{d} 和预应力 σ_p 的函数:

$$K_p = \zeta (d^*)^{1.156} (\sigma_p)^{0.933} \quad (18)$$

式中: ζ 为常量, $\zeta=9.683 \times 10^{-4}$ 。

结合式 (11) 和式 (18) 可知, 施加预应力会改变弹丸因撞击作用输入到板件内部能量的比例。预应力越大, 弹丸的动能转化为板件变形能的比例也就越大。

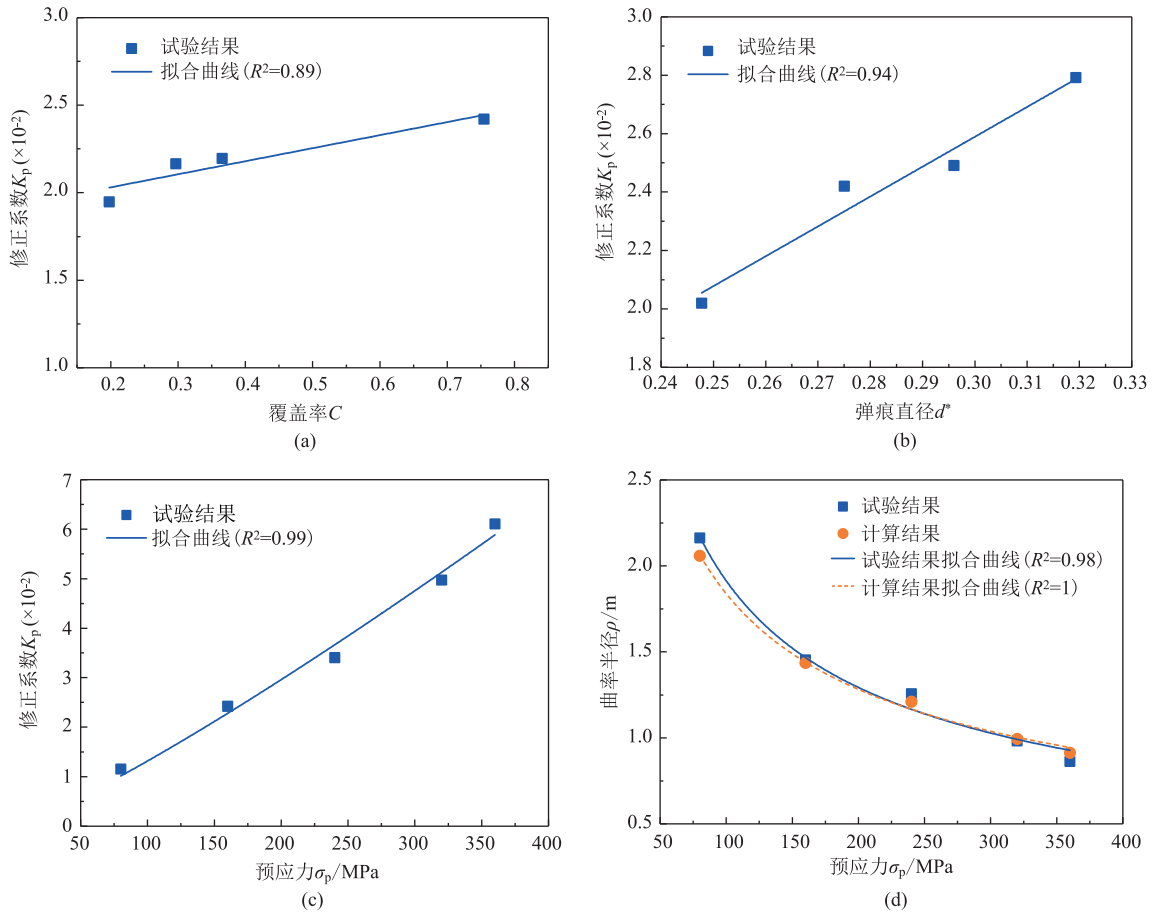


图5 仅预应力变化时预应力喷丸成形试验参数关系曲线

- (a) 弹痕覆盖率对修正系数的影响 (b) 平均弹痕直径对修正系数的影响 (c) 预应力对修正系数的影响
(d) 预应力对曲率半径的影响

Fig. 5 Relationship curves of pre-stressed shot peening forming test parameters with only pre-stress variation

- (a) Effect of dent coverage ratio on correction coefficient (b) Effect of average dent diameter on correction coefficient
(c) Effect of pre-stress on correction coefficient (d) Effect of pre-stress on curvature radius

3.2 单弹丸输入能量对喷丸变形的影响

根据表1中第2组的预应力喷丸工艺参数,并结合式(13)和式(18)可以计算出预弯状态下受喷板件沿长度方向的曲率半径,具体结果如图6所示。图6a显示了平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 对曲率半径 ρ 的影响规律,可以看出,曲率半径 ρ 随平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 的增加而减小,这种变化趋势与式(13)中曲率半径 ρ 的平方与平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 之间成反比关系相符合。需要指出的是,在实际预应力喷丸成形过程中,无法直接获取单弹丸因撞击作用输入到板件内部的平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$,但可以通过测量弹痕直径的方式间接确定,如图4所示。从图4中可以看出,平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 随着平均弹痕直径 \bar{d} 的增加而增加。利用平均弹痕直径 \bar{d} 进一步表示曲率半径 ρ 与平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 之间的关系,其结果如图6b所示。鉴于弹痕直径实

际受喷射气压 p 的控制,根据表1中给出的预应力喷丸参数,可得到平均弹痕直径 \bar{d} 随喷射气压 p 的变化规律,如图6c所示,平均弹痕直径 \bar{d} 随喷射气压 p 的增加而增加。从实际应用的角度分析,曲率半径 ρ 对平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 的依赖关系也可用喷射气压 p 来表示,具体结果见图6d,曲率半径 ρ 随喷射气压 p 的增加而减小,这符合实际喷丸成形过程中,当机床速度保持不变时,可通过提高喷射气压来增强板件的变形效果的情况。

3.3 弹痕覆盖率对喷丸变形的影响

除了平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 之外,弹痕覆盖率也会影响零件的喷丸变形。图7为在表1确定的第3组预应力喷丸成形参数下,弹痕覆盖率 C 对曲率半径 ρ 的影响。从图7a中可以看出,弹痕覆盖率 C 越大,板件的弯曲变形能 W 也就越大,二者近似成线性关

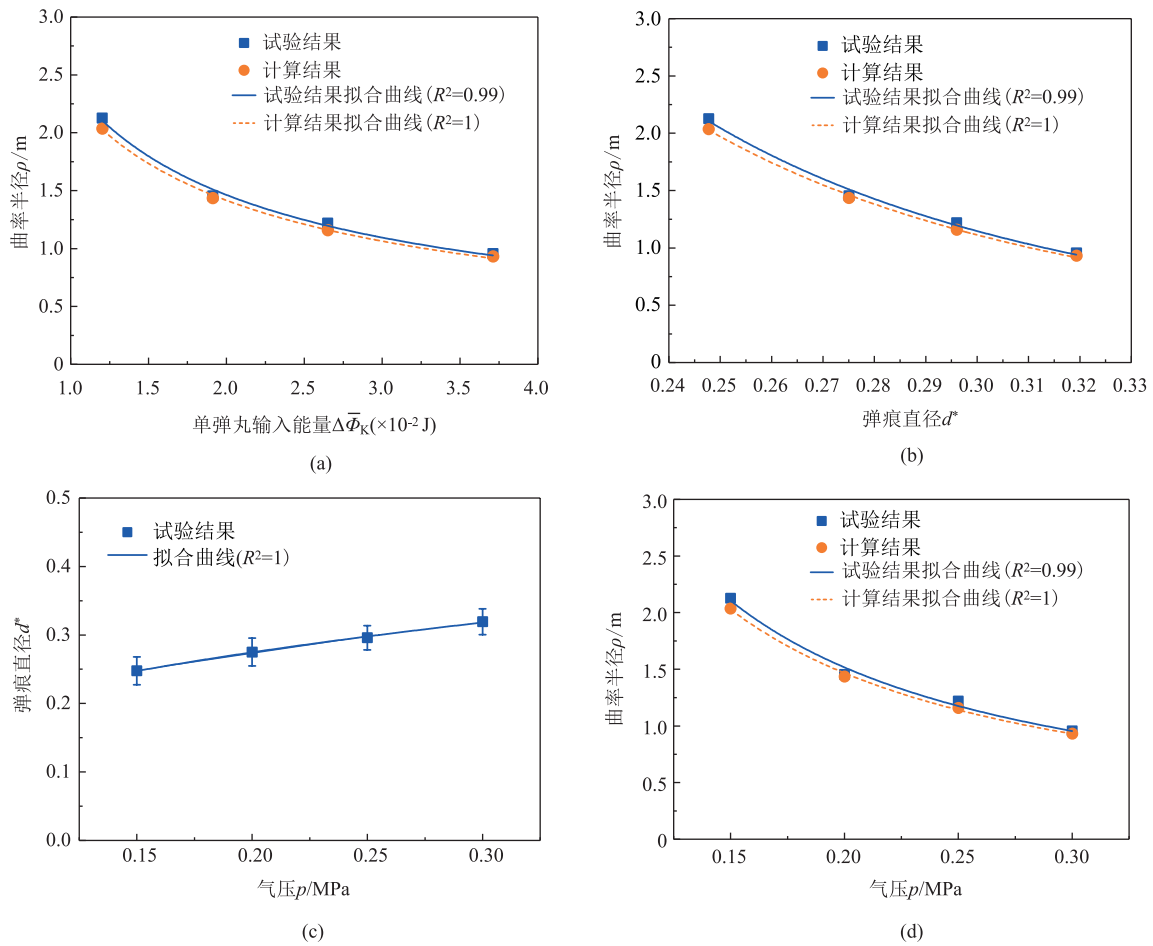


图 6 仅喷射气压变化时预应力喷丸成形试验参数关系曲线

(a) 曲率半径随平均弹丸能量的变化 (b) 曲率半径随平均弹痕直径的变化 (c) 平均弹痕直径随喷射气压的变化
(d) 曲率半径随喷射气压的变化

Fig. 6 Relationships curves of pre-stressed shot peening forming test parameters with only jet air pressure variation

(a) Variation of curvature radius with average shot energy (b) Variation of curvature radius with average dent diameter
(c) Variation of average dent diameter with jet air pressure (d) Variation of curvature radius with jet air pressure

系。图 7b 显示了弹痕覆盖率 C 对曲率半径 ρ 的影响规律, 可以看出, 曲率半径 ρ 随弹痕覆盖率 C 增加而降低, 这种变化符合式 (13) 中曲率半径 ρ 的平方与弹痕覆盖率 C 之间的反比关系。正如平均能量 $\Delta\bar{\Phi}_k$ 是通过控制喷射气压来确定的一样, 弹痕覆盖率通常是通过调节机床进给速度来间接控制的。图 7c 给出了在图 7a 中相同喷丸参数下, 弹痕覆盖率 C 与机床进给速度 v_N 之间的对应关系, 可以看出, 弹痕覆盖率 C 随机床进给速度 v_N 的增加而降低。由此, 曲率半径 ρ 与弹痕覆盖率 C 之间的关系可用机床进给速度 v_N 来表示, 如图 7d 所示。

4 结论

(1) 从喷丸成形的能量方面考察, 可以确定受

喷零件的变形响应与喷丸成形参数之间的关系。具体来说, 受喷零件的变形能量由弹丸撞击输入的总动能和修正系数决定, 该系数综合考虑了实际喷丸成形过程中斜向撞击、弹丸相互作用和弹丸重叠的影响。

(2) 预应力对喷丸过程的作用主要体现在对修正系数的影响上。这种影响可以解释为: 通过施加预应力, 改变了弹丸因撞击作用输入到板件内部用于弯曲变形部分的能量的比例。预应力越大, 弹丸输入的动能中转化为板件变形能的比例越大, 从而引起的变形也就越大。

(3) 对于喷丸成形中单个弹丸的作用, 其通过撞击输入受喷零件的平均能量被证明为弹痕直径的幂函数, 可通过控制喷射气压间接确定。

(4) 受喷板件的变形量随着喷丸输入能量的增

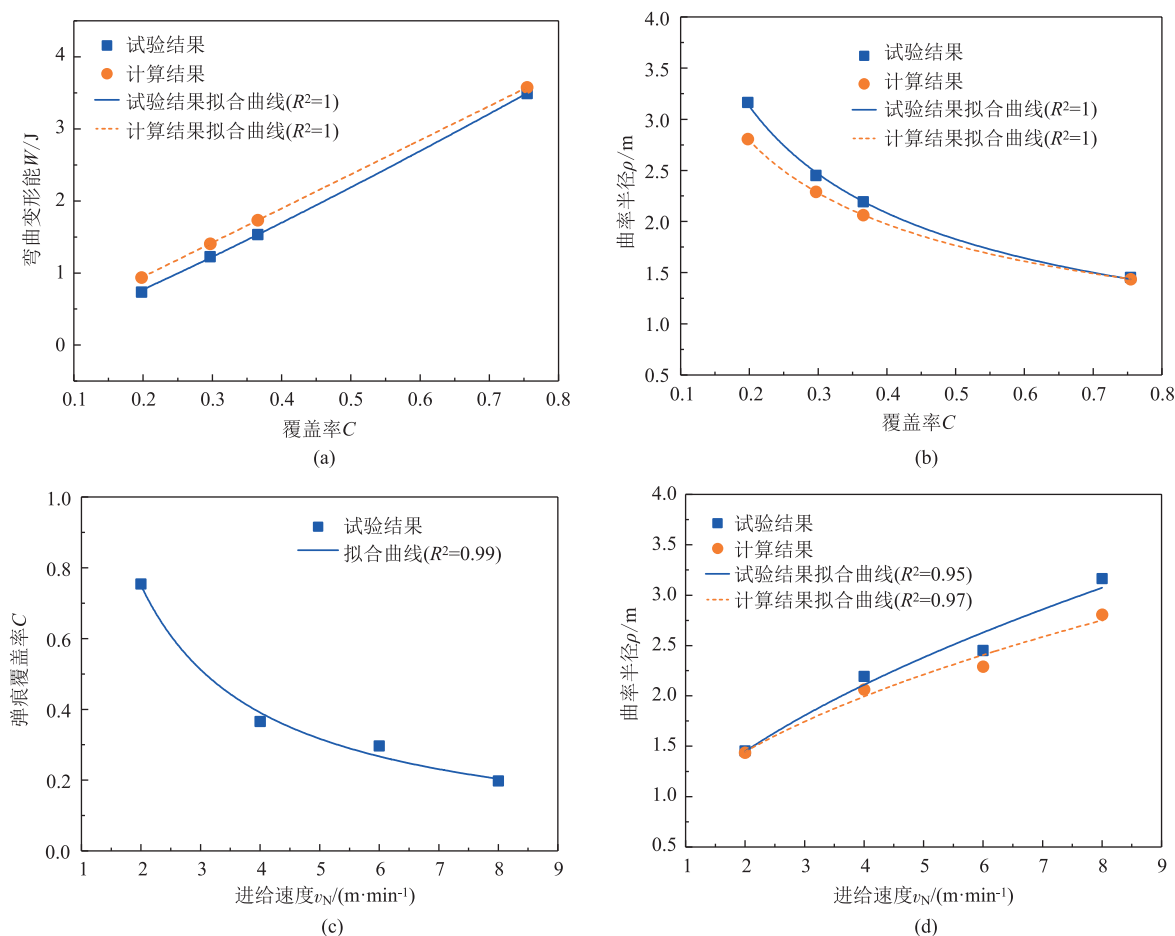


图7 仅机床进给速度变化时预应力喷丸成形试验参数关系曲线

(a) 弯曲变形能随弹痕覆盖率的变化 (b) 曲率半径随弹痕覆盖率的变化 (c) 弹痕覆盖率随机床进给速度的变化
(d) 曲率半径随机床进给速度的变化

Fig. 7 Relationship curves of pre-stressed shot peening forming test parameters with only machine tool feeding rate variation

(a) Variation of bending deformation energy with dent coverage ratio (b) Variation of curvature radius with dent coverage ratio
(c) Variation of dent coverage ratio with machine tool feeding rate (d) Variation of curvature radius with machine tool feeding rate

加而增大, 其表现为当覆盖率增大时, 弯曲变形的曲率半径减小, 即变形程度增大。

参考文献:

- [1] 唐乾伟. 数控喷丸强化与数字化喷丸成形加工技术的应用 [J]. 航空制造技术, 2007 (5): 54-55.
Tang Q W. Application of CNC shot peening and digital shot peening machining technology [J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2007 (5): 54-55.
- [2] 康小明. 喷丸成形的数值模拟研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 1999.
Kang X M. Numerical Simulation of Peen Forming [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnic University, 1999.
- [3] Rodopoulos C A, Curtis S A, Rios E R, et al. Optimisation of the fatigue resistance of 2024-T351 aluminium alloys by controlled shot peening-methodology, results and analysis [J]. International

Journal of Fatigue, 2004, 26 (8): 849-856.

- [4] Wang T, Wang J B, Zhang X J, et al. A study on prediction of process parameters of shot peen forming using artificial neural network optimized by genetic algorithm [J]. Arabian Journal for Science and Engineering, 2021, 46 (8): 7349-7361.
- [5] Miao H Y, Larose S, Perron C, et al. An analytical approach to relate shot peening parameters to Almen intensity [J]. Surface and Coatings Technology, 2010, 205 (7): 2055-2066.
- [6] 张贤杰. 喷丸成形工艺参数优化计算技术研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 2008.
Zhang X J. A Study on Optimal Calculation of Process Parameters in Shot Peen Forming [D]. Xi'an: Northwestern Polytechnic University, 2008.
- [7] Miao H Y, Larose S, Perron C, et al. Numerical simulation of the stress peen forming process and experimental validation [J]. Advances in Engineering Software, 2011, 42 (11): 963-975.

(下转第95页)