doi: 10.11933/j.issn.1007-9289.2016.02.015

喷丸残余应力对裂纹闭合效应影响的数值仿真*

吕鹤婷,王建明,刘兴睿

(山东大学 机械工程学院, 济南 250061)

摘 要:基于裂纹闭合效应,利用 ABAQUS 软件建立用于预测残余应力场中疲劳裂纹扩展特性的弹塑性有限元模型。考虑 塑性和残余应力场对裂纹闭合的作用,分析残余应力、应力比和裂尖单元尺寸对裂纹闭合效应的影响。研究结果表明:未喷丸 试样的裂纹闭合类型为塑性诱导裂纹闭合,喷丸残余应力场中的裂纹闭合为塑性和残余压应力共同作用,且裂纹张开力的大 小与残余应力的分布相对应;正应力比越大,裂纹闭合效应越不明显,疲劳裂纹扩展速率越快;裂尖单元尺寸小于塑性区范围 时可以真实反映裂尖的闭合状态;喷丸残余压应力通过提高裂纹闭合力,增强裂纹闭合效应,抑制疲劳裂纹扩展。

关键词:喷丸强化;残余应力场;裂纹闭合;疲劳裂纹扩展

中图分类号: TG668 文献标志码: A 文章编号: 1007-9289(2016)02-0102-09

Numerical Simulation for Residual Stress Fields of Shot-peening on Crack Closure Effects

LV He-ting, WANG Jian-ming, LIU Xing-rui (School of Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061)

Abstract: Based on the crack closure effects, the elastic-plastic finite element model was established to predict the fatigue crack propagation characteristics of the residual stress field by ABAQUS. Considering the plasticity and the residual stress field, the influences of the residual stress, stress ratio and element size at the crack tip on the crack closure effects were studied. The results show that the crack closure without shot-peening is the plastic induced crack closure, whereas the crack closure of shot-peening is a combined effect of plasticity and residual stress, and the crack closure effects are slight and the fatigue crack propagation rates are accelerated. The element sizes at crack tip, which are smaller than the plastic zone, can reflect the closure state of the crack tip. The compressive residual stress of shot-peening can enhance the crack closure forces and the crack closure effects, thus, the propagation of fatigue crack is suppressed.

Keywords: shot-peening; residual stress field; crack closure; fatigue crack propagation

0 引 言

喷丸作为一种常用于改善构件疲劳特性的表 面处理方法已被广泛应用于机械工程和航空航天 等领域,其采用弹丸以一定速度不断撞击构件表 面,使材料发生塑性变形,同时在构件表层形成残 余压应力,次表层形成与之平衡的残余拉应力。研 究表明,垂直于裂纹扩展方向的残余压应力对疲劳 裂纹的扩展起阻滞作用,可以提高构件的疲劳寿命,而残余拉应力的作用则恰好相反^[1]。

自从 Elber 提出裂纹闭合现象以来,学者们 对裂纹闭合机理进行了大量研究^[2]。导致裂纹 闭合现象的原因有很多,Suresh 和 Ritchie 提出 了 5 种疲劳裂纹闭合机理,分别为塑性诱导裂纹 闭合、粗糙度诱导裂纹闭合、氧化诱导裂纹闭合、

收稿日期: 2015-10-01; 修回日期: 2016-01-19; 基金项目:*国家自然科学基金(51375267)

通讯作者:王建明(1962—),男(汉),教授,博士;研究方向:喷丸强化、计算力学、计算多体动力学;Tel:(0531)88392261;E-mail: wangjianming@sdu.edu.cn

网络出版日期: 2016-04-13 11:27; 网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.3905.tg.20160413.1127.004.html 引文格式:吕鹤婷,王建明,刘兴睿.喷丸残余应力对裂纹闭合效应影响的数值仿真[J].中国表面工程,2016,29(2):102-110.LVH T, WANG J M, LIU X R. Numerical simulation for residual stress fields of shot-peening on crack closure effects[J]. China Surface Engineering, 2016, 29(2): 102-110.

103

n

粘性流体和相变诱导裂纹闭合,其中最主要的是 塑性诱导裂纹闭合^[3]。除此以外,喷丸残余压应 力诱导的裂纹闭合现象及其对疲劳裂纹扩展的 抑制作用也引起了广泛关注。

Zhu X Y 等通过对 7075-T6 铝合金表面进 行不同阿尔门强度的喷丸强化试验,研究了不同 残余应力条件对疲劳裂纹扩展行为的影响。结 果发现:疲劳裂纹扩展速度和迟滞效应不仅与阿 尔门强度有关,还与疲劳裂纹的张开水平直接相 关^[4]。Song P S 对 AISI304 不锈钢紧凑拉伸试 样进行喷丸强化和疲劳裂纹扩展试验,发现喷丸 强化使得裂纹的闭合水平显著增强,同时不同的 喷丸位置对裂纹闭合和扩展迟滞有很大影响^[5]。 Hu Liu 等提出了一种焊接残余应力场中基于裂 纹闭合的疲劳寿命预测方法,并通过试验验证了 该方法的有效性^[6]。Antunes 等对平面应变状态 下的塑性诱导裂纹闭合现象进行研究,发现平面 应变状态下的塑性诱导裂纹闭合对疲劳寿命有 一定影响,而在平面应力状态下该影响较小^[7]。

现有疲劳裂纹闭合的研究绝大多数是关于塑 性诱导裂纹闭合的,且关于残余应力场导致裂纹闭 合的研究多采用试验研究手段,采用数值仿真研究 的较少。另外,裂纹闭合的试验检测难度较大,且 未必所有试样形式都能出现裂纹闭合现象。

文中基于裂纹闭合理论,建立了一种用于喷 丸残余应力场中疲劳裂纹扩展性能研究的弹塑 性有限元分析方法。该研究考虑裂尖塑性和残 余应力场共同作用对裂纹闭合的影响,希望深化 对喷丸强化抗疲劳机理的理解,为残余应力场中 疲劳寿命的定量分析提供有效的分析方法,以更 好地指导实际应用。

1 基本理论

众所周知,疲劳裂纹稳定扩展性能可由著名的 Paris 公式描述^[8]:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \tag{1}$$

式中,a为裂纹长度,mm;N为循环次数;C和 m为由试验获得的与材料相关的疲劳裂纹扩展性 能参数; ΔK 为应力强度因子幅值,MPa•mm⁻²:

$$\Delta K = K_{\rm max} - K_{\rm min} \tag{2}$$

其中, K_{max} 为最大应力强度因子, $MPa \cdot mm^{-2}$; K_{\min} 为最小应力强度因子的差, $MPa \cdot mm^{-2}$ 。 由 Paris 公式可知,影响疲劳裂纹扩展速率 的主要因素是裂尖的应力强度因子幅值。然而, 传统的 Paris 公式并没有考虑残余应力场或塑性 诱导的裂纹闭合对应力强度因子幅值的影响。

Elbe 首先提出裂纹闭合现象并引入有效应 力强度因子幅值 ΔK_{eff}^[2]和裂纹闭合系数(或有 效应力强度因子幅值比)U:

$$\Delta K_{\rm eff} = K_{\rm max} - K_{\rm op} \tag{3}$$

$$U = \frac{\Delta K_{\rm eff}}{\Delta K} = \frac{K_{\rm max} - K_{\rm op}}{K_{\rm max} - K_{\rm min}} = \frac{P_{\rm max} - P_{\rm op}}{P_{\rm max} - P_{\rm min}} = \frac{1 - \frac{P_{\rm op}}{P_{\rm max}}}{1 - R}$$
(4)

式中, K_{op} 为张开应力强度因子, MPa·mm⁻²,即裂纹张开载荷 P_{op} 所对应的应力强度因子^[2]; P_{op} 为裂纹张开载荷,N; P_{max} 为最大裂纹张开载荷,N; P_{min} 为最小裂纹张开载荷,N。

故考虑裂纹闭合现象时,需使用有效应力强 度因子幅值 ΔK_{eff} 替代应力强度因子幅值 ΔK 对 Paris 公式进行修正:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K_{\text{eff}})^m = C \cdot (U \cdot \Delta K)^m \quad (5)$$

由公式(4)可以看出,U 为裂纹张开力 P_{op}/ P_{max}的函数,故残余应力场中疲劳裂纹扩展速率 的求解关键为计算裂纹张开力和裂纹闭合系数。 研究疲劳寿命的数值仿真分析流程如图 1 所示。



图 1 喷丸残余应力场中的疲劳寿命预测流程图 Fig. 1 Flow chart for the fatigue life prediction under resid ual stress fields of shot-peening

2 数值仿真模型

2.1 几何模型

为了便于对照试验结果验证数值模型的正确性,模型的所有数据均参考 De losrios 的四点弯曲试验^[9]。试样材料为航空常用的 2024 – T351 铝合金,试样尺寸如图 2 所示,厚度 B= 6.5 mm,宽 H=4.6 mm,总长 L=80 mm,上端两加载点间距 L'=21.8 mm,下端两支撑点间距 L=66 mm。初始裂纹长度 a=0.05 mm,外载荷应力比 R=0.1,最大外载荷 $P_{max}=300$ MPa。





Fig. 2 Schematic diagram of the four - point bending specimen

2.2 有限元模型

考虑到模型的对称性,仅对四点弯曲试样的 右侧 1/2 部分在第一象限内建模(如图 3 所示)。 为防止裂纹面发生干涉,沿 y 轴定义一条刚性线 模拟左侧裂纹面。在刚性线和预定裂纹长度范 围内的裂纹面上分别定义主、从接触面,初始状 态时将从面节点与主面粘结在一起。沿 y 轴的 其他节点采用对称约束。试样底部支撑采用刚 体接触模拟。计算过程中,通过对裂尖节点依次 脱粘模拟裂纹扩展。

2024-T351 铝合金的应力-应变曲线由实测 单轴拉伸试验^[10]给出,如图 4 所示。弹性模量



Fig. 3 Schematic diagram of the boundary conditions and applied loads

E=73 774 MPa,泊松比 $\mu=0.33$,屈服强度 $\sigma_s=372$ MPa,塑性模量 $E_p=530$ MPa。由于裂纹闭 合效应基于材料的塑性变形,在此采用双线性的 各向同性运动强化材料模型表示应力应变特性。



考虑裂纹闭合效应时,裂尖处的网格划分在 有限元建模中至关重要。Mcclung R C 和 Sehitoglu 提出裂纹平面上的单元尺寸 Δa 需参照下 式确定^[11]:

$$\frac{\Delta a}{r_{\rm p}} \leqslant 0.1 \tag{6}$$

式中,2r_p为最大载荷作用下裂尖前端塑性 区尺寸,可使用下式计算:

$$r_{\rm p} = \frac{1}{\alpha \pi} \left(\frac{K_{\rm max}}{\sigma_0} \right)^2 \tag{7}$$

式中, α 在平面应力和平面应变条件下分别为1和2 $\sqrt{2}$; σ_0 为流动应力,MPa。

另外,由于喷丸引入的残余应力深度较浅, 且应力变化梯度较大,故采用变密度网格对模型 进行网格划分。裂纹面附近预定义裂纹扩展长 度范围内以及残余应力分布区内单元尺寸最小, 最小单元尺寸为 0.05 mm×0.05 mm,长宽比为 1:1。其它区域逐步放大网格,以减少计算量并 保证计算精度。采用平面应变四节点缩减积分 单元 CPE4R,其有限元网格划分如图 5 所示。局 部加密区域网格如图 6 所示。

图 5 有限元型网格划分示意图 Fig. 5 Schematic diagram of the finite element mesh



图 6 局部网格划分示意图

Fig. 6 Schematic diagram of the local finite element mesh

2.3 喷丸残余应力的引入

喷丸残余应力场沿深度方向的分布通常可用 Robertson 公式表示^[12]:

$$Y = A \cdot \exp\left[\frac{-2(x - x_{d})^{2}}{W^{2}}\right] + B \qquad (8)$$

式中,Y 是残余应力,MPa;x 是表面以下的 深度,mm;A + B 为最大残余压应力,MPa;B 为 预设残余压应力水平,MPa;W 为曲线的宽度, mm; x_d 为最大残余压应力距表面的深度,mm。 在 Delosrios 的试验中 A + B = -270 MPa, B=0 MPa, $W=150 \mu m, x_d=350 \mu m$ 。

在 ABAQUS 中,残余应力可通过定义用户子 程序 SIGINI 导入到模型中作为初始应力进行计算。 图 7 为初始导入的残余应力分布图。由于直接导入 的应力分布不可能完全满足残余应力自平衡条件和 边界条件,故首先需进行一次应力平衡分析,使得模 型中残余应力满足应力平衡状态。图 8 为平衡前后 试样内部沿深度方向残余应力的分布结果,平衡后 残余应力有较小的松弛,与平衡前趋势基本一致,故 取平衡后的残余应力作为初始条件。





Fig. 7 Distribution of the initial shot-peening residual stress

2.4 裂纹张开力的确定

根据图 1 疲劳寿命预测计算流程,计算喷丸 残余应力场中疲劳裂纹扩展速率的核心是确定



图 8 喷丸残余应力平衡前后的分布

Fig. 8 Distribution of the shot-peening residual stress before and after balance

裂纹张开力。在有限元分析中,计算疲劳裂纹张 开力有3种算法:① 由裂纹面上裂尖后第一个节 点对的接触状态来确定裂纹张开力,该裂纹张开 力为该节点对脱离接触时刻的外载荷。该方法 由 Newman^[13]提出并成为最常用的方法。② 由 Solanki^[14]提出的裂纹面接触力法。其首先保证 在最小载荷作用下裂纹面接触并获得相应的接 触力,然后通过逐渐增加外载荷使该接触力减 小,当接触力降为零时所对应的外载荷即为裂纹 张开力。该法在裂尖发生小范围屈服时并不适 用。③ Wu 和 Ellvin^[15] 等人通过观测裂尖附近 应力状态的变化以确定裂纹张开力,认为裂尖点 垂直于裂纹面的应力在加载过程中由压应力变 为拉应力,裂纹完全张开,对应的外载荷为裂纹 张开力;卸载过程中由拉应力变为压应力时裂纹 闭合,对应的外载荷为裂纹闭合力。文中采用方 法①将裂尖后裂纹面上第一个节点作为参考点, 通过实时监测该节点与对称刚性平面的接触状 态来确定裂纹张开力。图 9 为求解得到的喷丸 试样与未喷丸试样中正则化张开力与裂纹长度 的关系曲线。

由图 9 可知,未喷丸试样中,裂纹张开力由 一个较小值开始迅速增大,然后维持一个稳定 值。这是因为裂纹开始扩展后,裂纹尾迹塑性区 迅速形成,使得裂纹张开力迅速增大,而当裂纹 继续扩展,尾迹塑性区基本保持不变,使得张开 力维持一个稳定值。喷丸试样中,残余压应力层 中的裂纹张开力急剧增减变化,离开残余压应力 层后达到一个稳定值,而且张开力的变化趋势与 残余应力的分布趋于一致,说明残余应力场对裂纹 闭合效应有显著影响。最大残余压应力深度附近 的裂纹张开力值最大,裂纹闭合效应最明显。超过 喷丸残余压应力区后,喷丸试样与未喷丸试样的裂 纹张开力变化一致,且喷丸试样的稳定值略小于未 喷丸试样,这是因为考虑试样内部的残余应力平 衡,喷丸试样内部深于残余压应力的区域会有少许 的残余拉应力,使得裂纹张开力略低。



由裂纹张开力及公式(4)可求得裂纹闭合系数,如图 10 所示。喷丸残余压应力层内的裂纹闭合系数急剧降低,且在最大残余压应力深度达到最小值。表明喷丸残余压应力可以降低裂纹闭合系数,且残余压应力越大,裂纹闭合系数越小,裂纹闭合效应越明显。

图 11 为应力强度因子幅值随裂纹长度变化的曲线。由改进的 Paris 公式(5)和文献[16]中所提供的疲劳裂纹扩展模型参数($C = 6.6 \times 10^{-11}$,m = 3.2)得到喷丸和未喷丸试样沿深度方向的疲劳裂纹扩展速率曲线,如图 12 所示。





通过对比发现,疲劳裂纹扩展速率在喷丸残 余压应力层内显著降低,而在超出残余压应力层 后,喷丸与未喷丸试样疲劳裂纹扩展速率基本一 致。究其原因,未喷丸试样中裂尖尾迹塑性区是 导致裂纹闭合的主要原因。而喷丸试样中残余 压应力作用于裂纹面,对裂纹的张开有一定的阻 碍作用,通过降低裂纹闭合系数使得有效应力强 度因子幅值显著降低,进而降低疲劳裂纹扩展速 率,提高试样的疲劳寿命。



图 11 有效应力强度因子幅值曲线

Fig. 11 Curves of the effective stress intensity factor range



图 12 疲劳裂纹扩展速率曲线



2.5 模型验证

基于喷丸残余应力场中裂纹闭合现象的发生,对改进的 Paris 公式(5)进行变换得:

$$dN = C^{-1} \left(\Delta K_{\rm eff}\right)^{-m} da \tag{9}$$

在各扩展步中给定扩展增量 Δa,则其循环 次数的积分表达式为:

$$\Delta N = \int_{a-\Delta a}^{a} C^{-1} \left(\Delta K\right)^{-m} da \qquad (10)$$

将每个扩展步的计算结果进行累加即可得

到裂纹的整体扩展寿命。

为验证该数值模型的准确性,将数值模拟结 果与文献[9]的试验结果进行比较。当最大外载荷 为 300 MPa,应力比 R=0.1 时,喷丸试验得到的疲 劳裂纹扩展循环次数为 743 324, 喷丸数值预测循 环次数为 784 147, 两者误差为 5.79%。而未喷丸 的数值预测循环次数为 494 185,明显低于喷丸的 结果,使得该数值模型及结果的正确性得以验证。

数值结果分析 3

3.1 裂纹闭合形式

2.0

1.5

1.0

0.5

0_{0.0}

10

8

6

4

2

0

Crack open displacement / µm

Crack open displacement / µm

在疲劳裂纹闭合的有限元分析中可以观察 到两种裂纹闭合类型:裂纹尖端闭合和远程闭合 (如图 13 所示)^[17]。裂纹尖端闭合为裂尖后节点 发生闭合,而发生远程闭合时,裂尖附近节点并 未发生闭合而远离裂尖区域发生闭合。为研究 两种裂纹闭合类型的诱因,根据喷丸残余应力的

0.2

0.5

0.1

分布情况,对应选取裂纹长度为 0.15,0.25,1 和 2 mm 时,研究裂纹在最大载荷和最小载荷时裂 尖的张开位移情况,结果见图 14。

由图 14 可以看出:无论在最大外载荷还是 最小外载荷作用下,喷丸后裂纹面张开位移显著





减小,这是因为残余压应力作为闭合应力作用于 裂纹面上,增加了裂纹张开的抗力,使裂纹面张 开位移显著减小。在最小载荷作用下,未喷丸试 样仅在裂尖发生闭合,而喷丸试样中裂尖闭合与 远程闭合同时发生。

分析其原因,未喷丸试样无残余应力作用时, 疲劳裂纹的闭合是裂纹尖端塑性特性的反映,即塑 性诱导裂纹闭合。喷丸试样中,可将残余压应力视 为附加闭合效应,叠加在塑性闭合之上,使得裂纹 闭合效应更加明显。当裂纹位于残余压应力区内 或刚扩展出残余压应力区时,该附加裂纹闭合效应 作用明显;而当裂纹长度远远大于残余压应力层深 度时,该附加裂纹闭合效应不明显。

3.2 裂纹闭合系数

3.2.1 残余应力对闭合系数的影响

王明涛^[18]等人对 2024-T351 铝合金板分别 进行不同强度的喷丸试验,采用 X 射线衍射和电 化学剥层法得到不同喷丸工艺下表层残余应力 分布曲线如图 15 所示,图中 3 种不同的喷丸条件 分别表示为 SP1(喷丸强化),SP2(0.3 MPa 喷丸 成形与强化)和 SP3(0.5 MPa 喷丸成形与强化)。





Fig. 15 Residual stress distribution under different shot – peening conditions^[18]

采用前文所述方法将上述残余应力分布试验 曲线进行分段拟合,并通过 SIGINI 导入到模型中 作为初始应力场进行分析。图 16 为不同喷丸条件 下裂纹闭合系数与裂纹长度的相互关系曲线。

比较喷丸残余应力场分布曲线和裂纹闭合 系数曲线图,可以很明显的发现疲劳裂纹的闭合 系数与残余应力的分布直接相关。疲劳裂纹 闭合系数首先随残余压应力值的增大而减小,且



图 16 不同喷丸条件下的裂纹闭合系数 Fig. 16 Crack closure factor under different shot-peening conditions

在最大残余压应力深度达到最小值,然后随残余 压应力值的减小而增大。当超出残余压应力区 时,逐渐趋于稳定。说明残余压应力区内裂纹闭 合系数主要与残余压应力大小有关,而超出残余 压应力区后,裂纹闭合系数主要受裂尖塑性的影 响。喷丸残余压应力层内,由于 SP1 喷丸强化产 生的残余压应力值大于 SP2 和 SP3 所产生的,所 以 SP1 裂纹闭合系数小于 SP2 和 SP3 的,即残余 压应力越大,作用于裂纹面的闭合力越大,裂纹 闭合系数越小。

3.2.2 应力比对裂纹闭合系数的影响

由于疲劳裂纹主要是在拉应力作用下扩展的, 且循环载荷的变化幅值直接影响疲劳裂纹扩展速 率。故主要讨论正应力比对残余应力场中裂纹闭合 效应的影响。为此取 *P*_{max}=300 MPa,应力比 *R* 分 别为 0.05,0.1,0.3 和 0.5 共 4 种工况进行分析。 图 17为不同应力比下裂纹闭合系数的曲线。



图 17 不同应力比下裂纹闭合系数

Fig. 17 Crack closure factor under different stress ratios

109

由图 17 可以看出,当裂纹长度超过残余压应力 层后,裂纹闭合系数逐渐趋于稳定。当应力比为 0.05 时,裂纹闭合系数仅为 0.54;应力比为 0.1 时,裂纹闭合系数为 0.62;当应力比继续增大到 0.5时,闭合系数达到 0.9 左右,说明应力比越 大,裂纹闭合系数越大。深入分析,应力比增大, 平均拉应力水平提高,裂纹扩展速率加快。Elber 通过中心裂纹薄板疲劳裂纹扩展试验所提出的 U与应力比R 的函数关系为:

U=0.5+0.4R (-0.1<R<0.7) (11)

即应力比越大,U越大。故文中研究结果与 其试验结果趋势相一致,再次验证了该数值模型 及结果的正确性^[2]。当裂纹长度位于残余压应 力层内时,应力比越大,残余应力对裂纹闭合系 数影响的变化幅度越小,主要是因为随应力比增 大,平均拉应力水平提高,叠加残余压应力后,作 用于裂纹面的附加闭合效应降低,使得残余压应 力层内裂纹闭合系数变化较平缓。应力比越大, 裂纹闭合效应越不明显,疲劳裂纹扩展速率越 快,降低了试样的疲劳寿命。

3.2.3 单元尺寸对裂纹闭合系数的影响

在数值建模分析时,对于同一应力比,裂纹闭 合系数主要与归一化裂纹张开力有关。而裂纹张 开力由裂尖后第一个节点与刚性对称面的接触状 态确定,所以单元尺寸对裂纹闭合效应影响至关重 要。故选取4种不同的裂尖单元尺寸,分别为 0.025,0.05,0.1和0.2 mm进行网格划分。图18 为不同裂尖单元尺寸下的裂纹闭合系数。

由图 18 可以看出,前 3 种单元尺寸的裂纹闭 合系数总体趋势基本一致,单元尺寸为0.025 mm





和 0.05 mm 的闭合系数曲线相差不大,单元尺寸 为 0.1 mm 的闭合系数值明显大于前 2 个较小单 元尺寸的闭合系数。而单元尺寸为 0.2 mm 时, 裂纹闭合系数与残余压应力的分布无关。究其 原因,一方面是因为单元尺寸越大,参考点距离 裂尖越远甚至超出塑性区范围,不能真实反映塑 性对裂纹闭合系数的影响;另一方面,是因为喷 丸残余应力层深度较浅,单元尺寸越大,残余压 应力区内单元数量越少,导致裂纹闭合系数曲线 失真。

4 结 论

基于裂纹闭合效应,建立喷丸残余应力场中 预测裂纹扩展性能的数值分析模型。该数值模 型同时考虑了裂尖塑性和残余应力的作用,可以 更好的描述残余应力对疲劳裂纹扩展的阻滞作 用。通过对裂纹扩展影响因素进行研究,得到以 下结论:

(1)喷丸残余压应力通过提高裂纹的张开力 来降低裂纹闭合系数和有效应力强度因子,降低 疲劳裂纹扩展速率,以提高试样的疲劳寿命。

(2)未喷丸试样中,裂纹闭合效应是由裂尖 塑性引起的。喷丸试样中,残余压应力诱导裂纹 闭合是降低疲劳裂纹扩展速率,提高试样疲劳寿 命的主要原因。

(3)喷丸残余应力场中裂纹张开力的大小取 决于残余应力的大小及分布,且张开力与残余压 应力存在着对应关系,最大裂纹闭合效应发生在 最大残余压应力处。

(4)应力比越大,裂纹闭合效应越不明显,疲 劳裂纹扩展速率越快,试样疲劳寿命越低。

(5) 需根据裂尖塑性区大小决定裂尖单元尺 寸,小于塑性区范围的裂尖单元尺寸能较好的反 应裂纹闭合效应。

参考文献

- [1] 熊健民,毛为民,余天庆.残余应力对疲劳裂纹扩展的影响[J].湖北工业大学学报,1996,11(4):7-11.
 XIONG J M, MAO W M, YU T Q. The effect of residual stress on fatigue crack growth[J]. Journal of Hubei Engineering University, 1996, 11(4):7-11 (in Chinese).
- [2] ELBER W. Fatigue crack closure under cyclic tension[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1970, 2(1): 37-44.
- [3] SURESH S, RITCHIE R O. Propagation of short fatigue cracks[J]. International Metals Reviews, 1983, 29(1): 445

-475.

- ZHU X Y, SHAW W J D. Correlation of fatigue crack growth behaviour with crack closure in peened specimens
 [J]. Fatigue Fracture Engineering Materials Structures, 1995, 18(7/8): 811-820.
- [5] SONGA P S, WENB C C. Crack closure and crack growth behaviour in shot peened fatigued specimen[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1999, 63(63): 295-304.
- LIU H, SHANG D G, LIU J Z, et al. Fatigue life prediction of laser welded 6156 Al-alloy joints based on crack closure[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2014, 74: 181 -187.
- [7] ANTUNES F V, CHEGINI A G, BRANCO R S, et al. A numerical study of plasticity induced crack closure under plane strain conditions [J]. International Journal of Fatigue, 2013, 71: 75-86.
- [8] PARIS P C, ERODOGAN F. A critical analysis of crack propagation laws[J]. The Trend in Engineering, 1963, 85 (4): 528-533.
- [9] DE LOS RIOS E R, TROOLL M, LEVERS A. Improving the fatigue crack resistance of 2024-T351 aluminium alloy by shot peening [C] //Proceedings Ceas Forum: Life Extension Aerospace Technology Opportunities, Cambridge: Churchill College, 1999; 26.1-26.8.
- [10] BAO Y B. Dependence of ductile crack formation in tensile tests on stress triaxiality, stress and strain ratios[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2005, 72(4): 505-522.
- [11] MCCLUNG RC, SEHITOGLU H. On the finite-element analysis of fatigue crack closure. Part 1: basic modelling issues
 [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1989, 33 (89): 237 -252.

- [12] ROBERTSON G T. The effect of shot size on the residual stresses resulting from shot peening[J]. The Shot Peener, 1997, 11(3): 46-48.
- [13] NEWMANJr J C. A finite element analysis of fatigue crack closure[C]. Mechanics of Crack Growth, Providence: Rice JR, Paris PC, 1976; 281-301.
- [14] SOLANKI K, DANIEWICZ SR, NEWMAN JC. A new methodology for computing crack opening values from finite element study[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004, 71(7/8): 1165-1175.
- [15] WU J, ELLYIN F. Study of fatigue crack closure by elastic plastic finite element for constant amplitude loading
 [J]. International Journal of Fracture, 1996, 82(1): 43
 -65
- [16] 杨光.不同应力比下 2024-T4 铝合金疲劳裂纹扩展速率试验研究及数值模拟[D].浙江:浙江工业大学,2012.
 YANG G. Experimental and numerical investigation of fatigue crack growth of 2024-T4 aluminum alloy under different *R* ratios [D]. Zhejiang: Zhejiang University of Technology, 2012 (in Chinese).
- [17] LEI Y. Finite element crack closure analysis of a compact tension specimen [J]. International Journal of Fatigue, 2008, 30(1): 21-31.
- [18] 王明涛,曾元松,黄遐.大尺寸弹丸喷丸成形 2024-T351 铝合金表面质量研究[J]. 航空制造技术,2012,5:92 -94.

WANG M T, ZENG Y S, HUANG X. Research on surface quality of 2024-T351 aluminum alloy by peen forming with large ball[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2012, 5: 92-94 (in Chinese).

(责任编辑:黄艳斐)