

## 成形方向对增材制造钛合金裂尖循环塑性行为的影响

刘庆<sup>1</sup> 李建<sup>1</sup> 赵询<sup>1</sup> 孙涛<sup>1</sup> 葛峻铭<sup>1</sup> 全世超<sup>1</sup> 陈思瀚<sup>2</sup> 张嘉迪<sup>2</sup>

(1. 江苏大学 土木工程与力学学院, 镇江 212013)

(2. 江苏大学 能源与动力工程学院, 镇江 212013)

**摘要:**【目的】揭示成形方向对激光选区熔化增材制造 TC4 钛合金裂尖循环塑性行为的影响机制,为增材制造钛合金承力构件抗疲劳设计提供参考。【方法】首先,制备 $0^\circ(L_1)$ 、 $45^\circ(L_2)$ 、 $90^\circ(L_3)$ 3种成形方向的紧凑拉伸试样,测试获取不同方向材料的循环本构参数,为数值建模提供基础;其次,基于Chaboche混合强化本构模型,采用Abaqus软件建立含裂纹试样有限元模型,设计9组不同载荷参数方案,分析裂尖循环塑性演化规律;然后,采用数字图像相关技术开展疲劳加载试验,获取裂尖场量数据;最后,对比数值计算与试验结果,验证分析方法的可靠性。【结果】结果表明,成形方向对裂尖塑性应变、构件塑性应变能影响显著,相同载荷下, $L_3$ 方向裂尖累积塑性应变、塑性应变能均最大, $L_2$ 方向次之, $L_1$ 方向最小,且差异随循环周次增加持续扩大;高载荷比、高载荷幅工况下,裂尖应力集中更显著,其塑性应变、平均弹性与塑性应变能均更高;成形方向对裂尖局部应力比、构件弹性应变能无显著影响。

**关键词:** 钛合金; 激光选区熔化; 裂尖; 成形方向; 载荷比; 载荷幅

**中图分类号:** TH114; TG115.5 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2026.06.013

## 0 引言

TC4钛合金因密度低、强度高、韧性好等优点,广泛应用于航空航天、国防军工等关键领域<sup>[1]</sup>,但该材料对应力集中敏感,且切削加工难度大<sup>[2]</sup>。金属增材制造技术的发展为钛合金复杂构件的制造提供了便捷途径,进一步拓展了其在航空航天、工业装备等领域的应用范围<sup>[3]</sup>。然而,增材制造过程中逐层堆积的工艺特性易导致构件内部产生孔隙、未熔合等冶金缺陷,显著降低钛合金的疲劳性能<sup>[4]</sup>。增材制造钛合金构件的疲劳性能普遍低于传统锻造件,而疲劳失效占机械结构故障总数的90%以上。疲劳断裂通常无明显宏观塑性变形前兆,易引发灾难性事故,造成重大经济损失与社会危害<sup>[5]</sup>。其中,疲劳裂纹扩展行为的评价与预测是预防和控制疲劳失效的关键环节<sup>[6]</sup>。裂纹尖端的塑性变形是决定疲劳裂纹扩展速率的核心因素。因此,开展裂尖附近应力应变场的分析具有重要的工程意义。

成形方向是影响增材制造构件力学性能各向异性的关键因素,其对裂尖疲劳性能的影响尤为显著。现有研究多聚焦于成形方向对增材制造钛合金疲劳裂纹扩展速率及宏观疲劳性能的影响。RANS等<sup>[7]</sup>研究了5种倾斜成形方向对增材制造TC4薄板疲劳性能

的影响,发现柱状晶粒取向对疲劳裂纹扩展性能无显著影响。白澄岩等<sup>[8]</sup>系统分析了成形方向、冶金缺陷、显微组织及表面处理对增材制造Ti-6Al-4V低周疲劳性能的影响,阐明了低周疲劳损伤机制。结果表明,水平成形试样的疲劳性能优于垂直成形试样。CAIN等<sup>[9]</sup>对比了3种成形方向及热处理工艺对增材制造钛合金力学性能的影响,发现热处理前成形方向对断裂韧性及疲劳裂纹扩展速率的影响最为显著。XU等<sup>[10]</sup>通过原位扫描电镜观察了不同成形方向试样的疲劳裂纹萌生与扩展过程,发现 $90^\circ$ 成形试样的抗裂纹扩展能力显著降低。POULIN等<sup>[11]</sup>探究了疲劳裂纹扩展行为与成形方向的关联,结果表明,裂纹扩展门槛值及近门槛区扩展速率均受成形方向的显著影响。

裂尖疲劳性能由局部循环变形行为决定,开展成形方向对增材制造材料裂尖循环塑性行为的研究,有助于深入揭示疲劳损伤演化规律。然而,目前关于成形方向对疲劳裂纹尖端循环塑性区应力、应变影响的研究较少。针对上述问题,采用有限元方法分析裂尖附近应力、应变场的演化规律,研究激光选区熔化增材制造TC4钛合金在 $[L_1(0^\circ), L_2(45^\circ), L_3(90^\circ)]$ 3种成形方向下的裂尖循环塑性行为,并探讨载荷比与载荷幅对其的影响规律。

收稿日期: 2024-07-30 修回日期: 2024-09-18

基金项目: 中国博士后基金面上项目(2020M681496); 国家自然科学基金项目(52105149); 江苏省研究生科研与实践创新计划项目(KYCX24-3924)

作者简介: 刘庆,女,2003年生,湖南怀化人,在读硕士研究生; 主要研究方向为3D打印、材料与结构的疲劳行为; E-mail: 2640235216@qq.com。

李建(通信作者),男,1989年生,江苏扬州人,博士,讲师,硕士研究生导师; 主要研究方向为机械结构强度; E-mail: lj66@ujs.edu.cn。

引用格式: 刘庆,李建,赵询,等. 成形方向对增材制造钛合金裂尖循环塑性行为的影响[J]. 机械强度,2026,48(6):117-127.

LIU Qing, LI Jian, ZHAO Xun, et al. Effect of forming direction on cyclic plastic behavior near crack tip of additive manufacturing titanium alloy[J]. Journal of Mechanical Strength, 2026, 48(6): 117-127.



免费获取

## 1 材料与试样

研究采用的材料为TC4钛合金,是一种中等强度的 $\alpha$ - $\beta$ 型两相钛合金,含有6%的 $\alpha$ 稳定元素Al和4%的 $\beta$ 稳定元素V,具体化学成分如表1所示。原材料为球形粉末,材料粒径分布为15~53  $\mu\text{m}$ 。激光选区熔化成形工艺参数:激光功率为340 W;扫描间距为0.12 mm;层厚为60  $\mu\text{m}$ ;扫描速度为1 250 mm/s。为消除成形过程中的残余应力,打印完成后,采用800  $^{\circ}\text{C}$ 的温度保温2 h,以随炉冷却的方式进行热处理。

表1 增材制造TC4钛合金化学成分

| Al   | V    | Fe   | Si   | C     | N       | O     | H       | Ti |
|------|------|------|------|-------|---------|-------|---------|----|
| 5.86 | 4.18 | 0.04 | 0.03 | 0.013 | 0.005 4 | 0.099 | 0.001 1 | 余量 |

金相组织如图1所示,组织结构主要为少量的 $\beta$ 晶(图中黑色)、部分细长针状 $\alpha$ 晶(图中白色针状)以及部分 $\alpha$ 晶(图中白色板条状)组成,与张海英等<sup>[12]</sup>的研究结果一致。图2为 $L_1$ 、 $L_2$ 、 $L_3$ 这3种成形方向示意图。除此之外,材料内部存在少量未熔合及孔隙缺陷。设计并制备与打印方向呈 $L_1(0^{\circ})$ 、 $L_2(45^{\circ})$ 、 $L_3(90^{\circ})$ 的3种成形方向的紧凑拉伸(Compact Tension, CT)试样,如图2所示。具体尺寸参数为:试样厚度 $B=5$  mm,试样宽度 $W=25$  mm;裂纹长度 $a_0=13$  mm,如图3所示。



图1 TC4钛合金金相组织显微照片

Fig. 1 Micrograph of metallographic structure of the TC4 titanium alloy

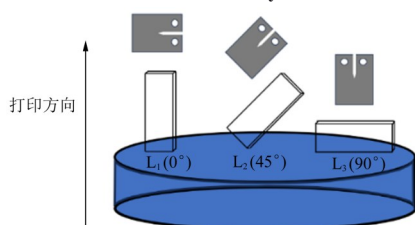


图2  $L_1$ 、 $L_2$ 、 $L_3$ 这3种成形方向的CT试样示意图

Fig. 2 Schematic diagram of CT specimens at three forming directions of  $L_1$ ,  $L_2$  and  $L_3$

## 2 有限元分析

金属材料的疲劳裂纹扩展速率由裂纹前沿的应力、应变状态决定,裂纹尖端的塑性变形对裂纹扩展具有决定性影响。忽略裂尖循环塑性变形将无法准确解释疲劳裂纹扩展的诸多现象<sup>[13]</sup>。在循环载荷作用下,裂尖附近会产生塑性应变积累<sup>[14-15]</sup>,即使整体应

力场处于弹性范围,裂尖局部仍会发生塑性变形<sup>[16]</sup>。对于多数韧性金属材料,裂尖常超出小范围屈服范畴,线弹性断裂力学不再适用。因此,成形方向对增材制造钛合金裂尖局部循环塑性行为的影响,直接决定了不同方向的疲劳裂纹扩展速率。成形方向引起的材料宏观力学性能各向异性,会进一步改变裂尖附近的局部力学行为。

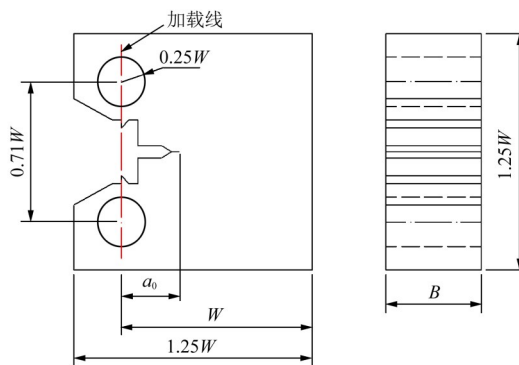


图3 CT试样几何模型

Fig. 3 Geometric model of the CT specimen

采用有限元分析方法能够从宏观方面分析裂尖附近的力学行为和裂尖附近局部疲劳损伤演变规律的整体情况。通过对3种成形方向的材料作力学性能测试获取材料参数。使用Abaqus仿真模拟软件建立带裂纹的CT试样模型,将3种不同成形方向得到的材料参数输入到材料属性中,从而实现3种不同成形方向的CT试样裂尖力学行为分析。其中,有限元模型使用Chaboche材料本构模型进行分析,该模型结合各向同性强化与随动强化机制,可准确描述材料在循环加载过程中的包辛格效应、棘轮效应及硬化、软化行为<sup>[17]</sup>。

表2所示为增材制造TC4钛合金Chaboche本构模型参数。

表2 增材制造TC4钛合金Chaboche本构模型参数

Tab. 2 Parameters of the Chaboche constitutive model for the additively manufactured TC4 titanium alloy

| 成形方向  | $\sigma_0/\text{MPa}$ | $C_1/\text{MPa}$ | $\gamma_1$ | $C_2/\text{MPa}$ | $\gamma_2$ |
|-------|-----------------------|------------------|------------|------------------|------------|
| $L_1$ | 825.41                | 737 450          | 5 102      | 3 230            | 22         |
| $L_2$ | 803.56                | 630 386          | 4 420      | 4 154            | 29         |
| $L_3$ | 778.19                | 787 609          | 5 529      | 5 380            | 42         |

混合强化机制使其能够精确模拟材料在反复加载卸载过程中的应力-应变响应,适用于循环塑性行为分析。基于第4强度理论,屈服面表达式为

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\alpha}, R_k, k) = J(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}) - R_k - k \leq 0 \quad (1)$$

式中, $\boldsymbol{\sigma}$ 为应力张量; $\boldsymbol{\alpha}$ 为非线性随动强化变量; $R_k$ 为等向强化变量; $k$ 为初始的屈服面半径; $J$ 为偏应力空间的Mises距离,定义为

$$J(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\alpha}) = \sqrt{\frac{3}{2} (\boldsymbol{S} - \boldsymbol{\alpha}^{\text{dev}}):(\boldsymbol{S} - \boldsymbol{\alpha}^{\text{dev}})} \quad (2)$$

式中, $\boldsymbol{\alpha}^{\text{dev}}$ 为背应力的偏应力张量; $\boldsymbol{S}$ 为偏应力张量。背应力 $\boldsymbol{\alpha}$ 可以表示成许多背应力分量的组合,其中,第

$i$  个背应力分量  $\alpha_i$  的演化模型定义为

$$\dot{\alpha}_i = C_i \bar{\varepsilon}^{\text{pl}} \frac{1}{\sigma_0} (\sigma - \alpha) - \gamma_i \alpha_i \bar{\varepsilon}^{\text{pl}} + \frac{1}{C_i} \alpha_i \dot{C}_i \quad (3)$$

式中,  $\sigma_0$  为屈服面的尺寸;  $C_i$ 、 $\gamma_i$  均为随动强化参数;  $\bar{\varepsilon}^{\text{pl}}$  为等效塑性应变率;  $\alpha_i$  为背应力的第  $i$  个分量。背应力  $\alpha$  的表达式为

$$\alpha = \sum_{i=1}^N \alpha_i \quad (4)$$

式中,  $N$  为背应力分量的个数。通过单轴拉伸试验拟合得到 TC4 钛合金的 Chaboche 模型参数, 如表 2 所

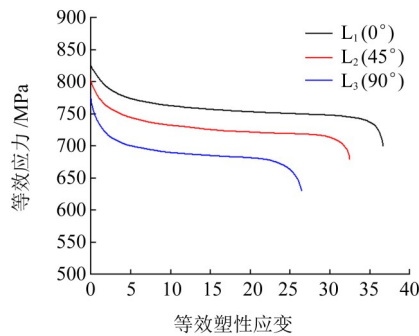


图 4 不同成形方向 TC4 钛合金等效屈服强度-等效塑性应变曲线  
Fig. 4 Equivalent yield strength-equivalent plastic strain curves of the TC4 titanium alloy with different forming directions

表 3 增材制造 CT 试样有限元分析工况方案

Tab. 3 Working condition schemes for finite element analysis of the additively manufactured CT specimen

| 序号 | 成形方向  | 载荷比 $R$ | 最大载荷 $F_{\max}/\text{N}$ | 载荷幅 $\Delta F/\text{N}$ |
|----|-------|---------|--------------------------|-------------------------|
| 1  | $L_1$ | 0.1     | 769                      | 692.1                   |
| 2  | $L_1$ | 0.1     | 2 307                    | 2 076.3                 |
| 3  | $L_1$ | 0.7     | 2 307                    | 692.1                   |
| 4  | $L_2$ | 0.1     | 769                      | 692.1                   |
| 5  | $L_2$ | 0.1     | 2 307                    | 2 076.3                 |
| 6  | $L_2$ | 0.7     | 2 307                    | 692.1                   |
| 7  | $L_3$ | 0.1     | 769                      | 692.1                   |
| 8  | $L_3$ | 0.1     | 2 307                    | 2 076.3                 |
| 9  | $L_3$ | 0.7     | 2 307                    | 692.1                   |

### 3 结果与讨论

图 6 和图 7 所示为距离裂纹尖端  $0.94 \mu\text{m}$  处加载

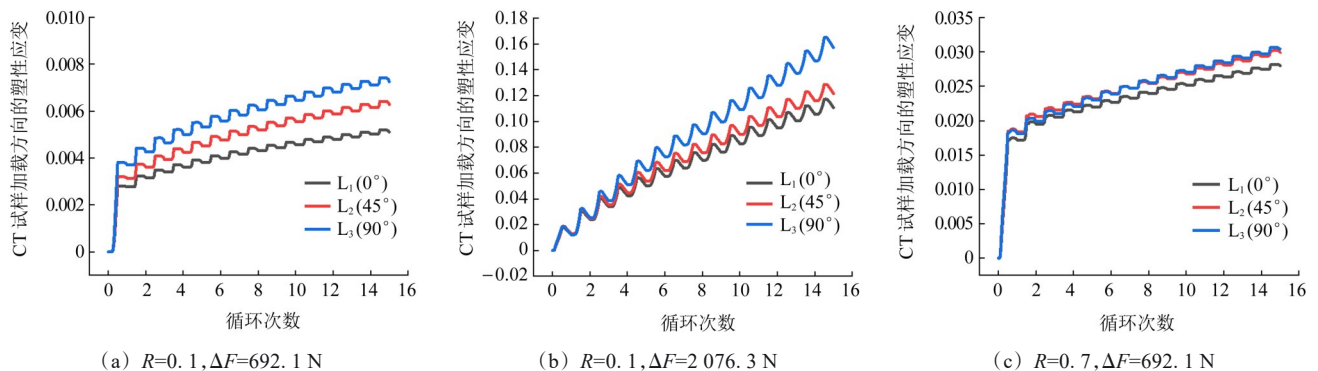


图 6 各成形方向沿加载方向的“塑性应变-循环周次”曲线

Fig. 6 "Plastic strain-cycle number" curves along loading direction for each forming direction

示。根据试验数据, 建立等效塑性应变与屈服面尺寸的对数关系, 实现各向同性强化的描述。材料的等向强化曲线如图 4 所示。由图 4 可知, 随着循环塑性应变的累积, 材料呈现显著的循环硬化特性。

图 5 所示为划分的有限元网格, 采用连续的四节点平面应变单元 (CPE4) 进行离散, 对裂纹尖端区域进行网格细化以准确捕捉应力-应变梯度。采用增强的沙漏控制, 以防止沙漏模式<sup>[18]</sup>。针对每种成形方向, 设置不同的载荷比  $R$  和载荷幅  $\Delta F$ , 共设计 9 种分析方案, 如表 3 所示。

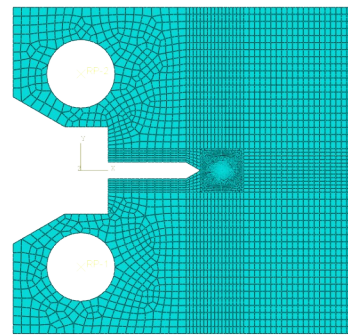


图 5 CT 试样裂尖区域有限元网格划分  
Fig. 5 Finite element mesh division of the crack tip region of the CT specimen

方向塑性应变随循环周次的演化曲线。由图 6、图 7 可知, 循环加载过程中裂尖塑性应变持续演化, 并因塑性应变累积产生棘轮变形。在每个加载周期内, 塑性应变在加载峰值处达到最大值, 卸载过程中塑性应变发生部分回复。由图 6 可知, 在相同载荷比与载荷幅条件下,  $L_3$  方向累积的塑性应变总是最大,  $L_2$  方向次之,  $L_1$  方向的塑性应变最小。且成形方向对塑性应变的影响随循环周次的增加逐渐显著。由图 7(a) 可知, 高载荷比会加速塑性应变累积, 首次加载时高载荷比下的塑性应变显著高于低载荷比工况。由图 7(b) 可知, 载荷幅增大导致应力幅升高, 进而加快塑性应变累积速率; 低载荷幅下塑性应变累积速率显著低于高载荷幅工况。

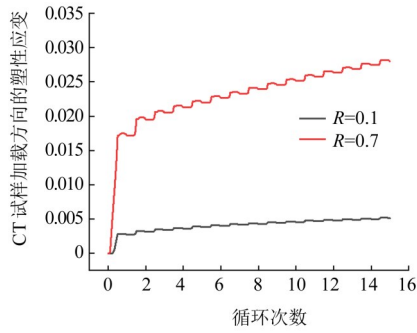
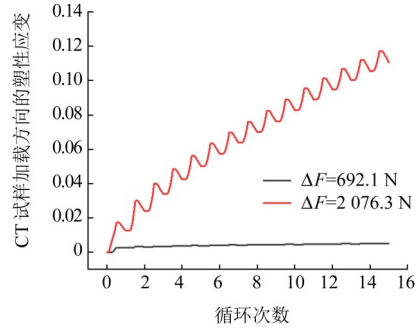
(a)  $L_1(0^\circ), \Delta F=692.1 \text{ N}$ (b)  $L_1(0^\circ), R=0.1$ 

图 7 不同载荷比或载荷幅下沿加载方向的“塑性应变-循环周次”曲线

Fig. 7 "Plastic strain-cycle number" curves in loading direction under different load ratios or load amplitudes

图 8 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“加载方向应力-与裂尖的距离”曲线。由图 8 可

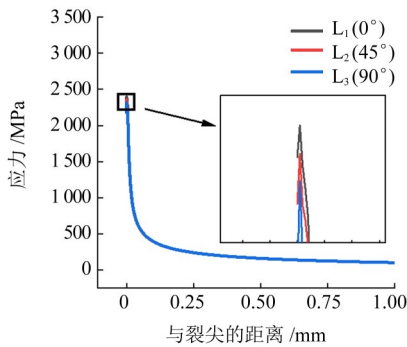
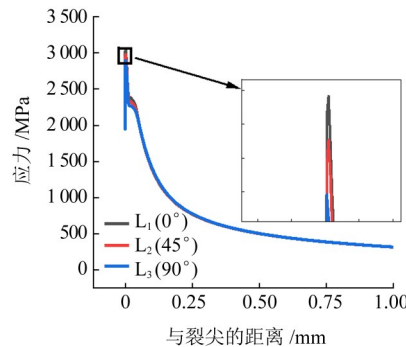
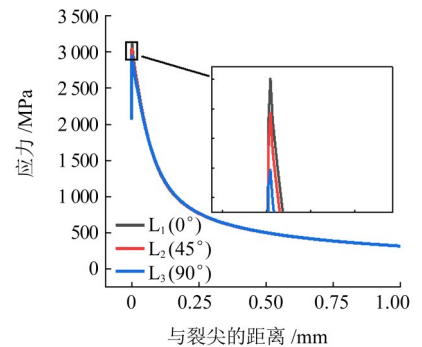
(a)  $R=0.1, \Delta F=692.1 \text{ N}$ (b)  $R=0.1, \Delta F=2\ 076.3 \text{ N}$ (c)  $R=0.7, \Delta F=692.1 \text{ N}$ 

图 8 第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“加载方向应力-与裂尖的距离”曲线

Fig. 8 Curves of "loading direction stress-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle in different forming directions

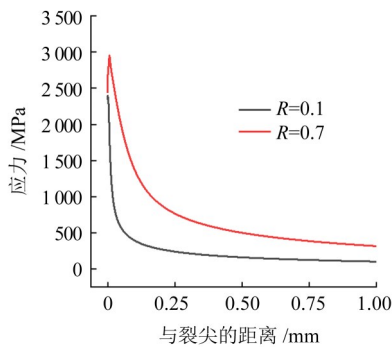
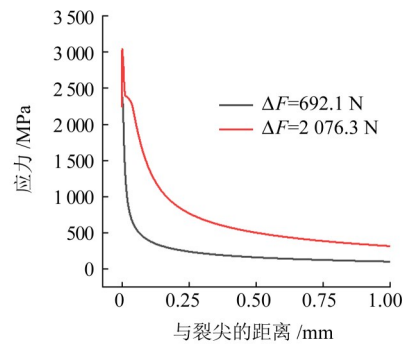
(a)  $L_1(0^\circ), \Delta F=692.1 \text{ N}$ (b)  $L_1(0^\circ), R=0.1$ 

图 9 第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“加载方向应力-与裂尖的距离”曲线

Fig. 9 Curves of "loading direction stress-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle under different load ratios or load amplitudes

知,裂尖区域存在显著应力集中,应力值随与裂尖距离的增加呈衰减趋势,应力集中是导致构件疲劳失效的主要诱因。 $L_1$ 方向的应力集中程度最高,应力峰值最大; $L_2$ 方向次之; $L_3$ 方向下的应力峰值最小。但随着与裂尖距离的增加,成形方向对应力分布的影响逐渐减弱。图 9 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“加载方向应力-与裂尖的距离”曲线。由图 9 可知,载荷比与载荷幅对应力分布的影响显著:低载荷比、低载荷幅工况下应力峰值较小,应力衰减梯度较大,高应力区域范围较小;高载荷比、高载荷幅工况则相反,表明高载荷比与高载荷幅会加剧裂尖应力集中。

图 10 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“加载方向塑性应变-与裂尖的距离”曲线。由图 10 可知,裂尖附近因应力集中产生较大塑性应变,塑性应变值随与裂尖距离的增加逐渐减小,在特定位置出现拐点后,最终趋于 0。在裂尖附近区域, $L_3$ 方向的塑性应变最大, $L_1$ 方向的塑性应变最小。但随着与裂尖距离的增加,3 种成形方向的塑性应变差值逐渐缩小,最终趋于一致。图 11 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“加载方向塑性应变-与裂尖的距离”曲线。由图 11 可知,载荷比与载荷幅对塑性应变分布的影响显著,各循环周期内高载

荷比、高载荷幅工况下的塑性应变均高于低载荷比、低载荷幅工况。

图 12 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“局部应力比-与裂尖的距离”曲线。由图 12 可知,裂尖局部应力比与宏观载荷比存在差异,随与裂尖距离的增加,局部应力比总体呈现由负转正、先增大后减小的趋势,最终趋于宏观载荷比并保持稳定,表明在循环加载谷值点,裂尖周围存在一定范围的压

应力区。成形方向对局部应力比分布的影响较小,3 种成形方向的曲线几乎重合。图 13 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“局部应力比-与裂尖的距离”曲线。由图 13 可知,高载荷比下裂尖平均应力水平较高;低载荷比下裂尖平均应力水平较低,但裂尖附近压应力区范围更大。载荷幅对平均应力比的影响较小,但高载荷幅下拐点位置更靠后,表明其应力集中区域更大。

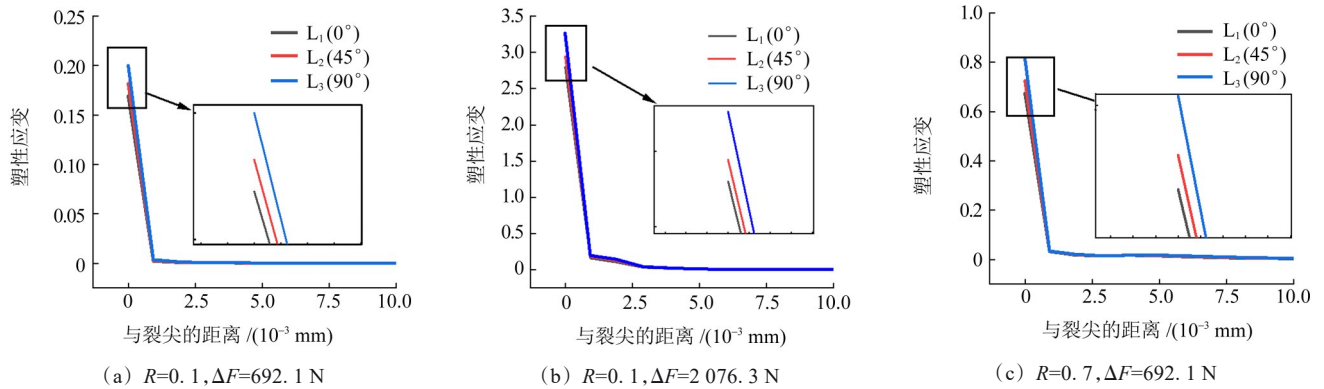


图 10 第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“加载方向塑性应变-与裂尖的距离”曲线

Fig. 10 Curves of "loading direction plastic strain-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle in different forming directions

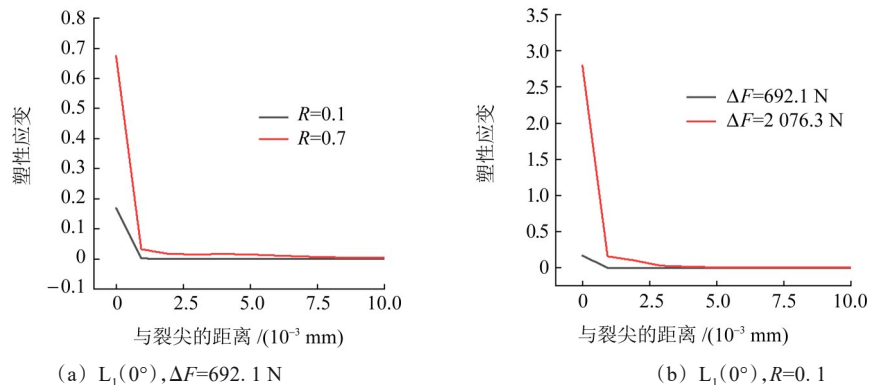


图 11 第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“加载方向塑性应变-与裂尖的距离”曲线

Fig. 11 Curves of "loading direction plastic strain-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle under different load ratios or load amplitudes

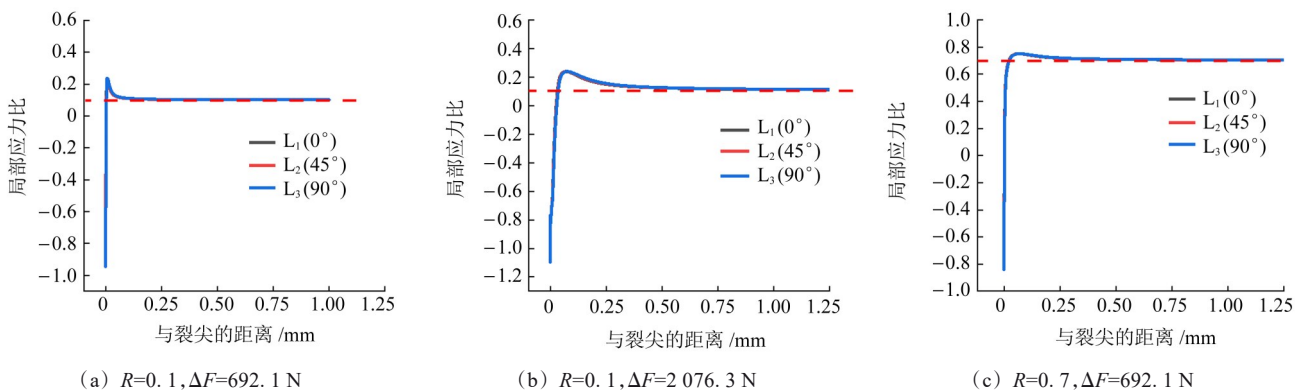


图 12 第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“局部应力比-与裂尖的距离”曲线

Fig. 12 Curves of "local stress ratio-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle in different forming directions

图 14 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“Mises 应力-与裂尖的距离”曲线,反映了裂

尖的综合应力状态。由图 14 可知,Mises 应力总体随与裂尖距离的增加而减小,裂尖位置因应力集中

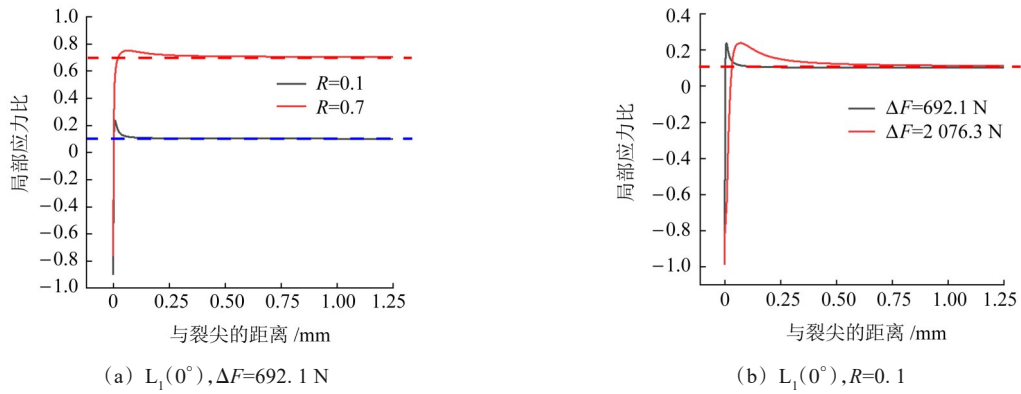


图 13 第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“局部应力比-与裂尖的距离”曲线

Fig. 13 Curves of "local stress ratio-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle under different load ratios or load amplitudes

出现波动。3 种成形方向的 Mises 应力分布基本一致。图 15 所示为第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“Mises 应力-与裂尖的距离”曲线,反映了裂尖的综合应力状态。由图 15 可知,高载荷

比、高载荷幅工况下 Mises 应力值更高。图 16 和图 17 所示分别为等效塑性应变在不同成形方向及不同载荷比、载荷幅下随与裂尖的距离的变化,其规律与 Mises 应力相似。

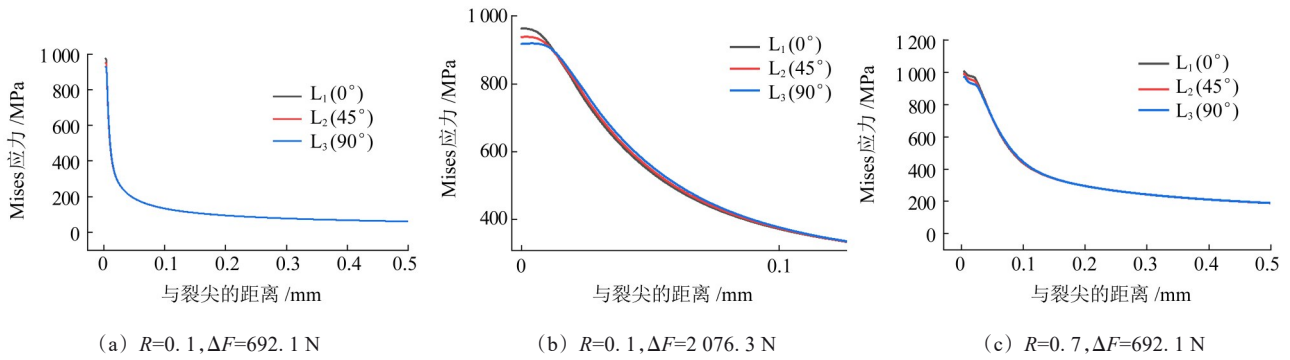


图 14 第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“Mises 应力-与裂尖的距离”曲线

Fig. 14 Curves of "Mises stress-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle in different forming directions

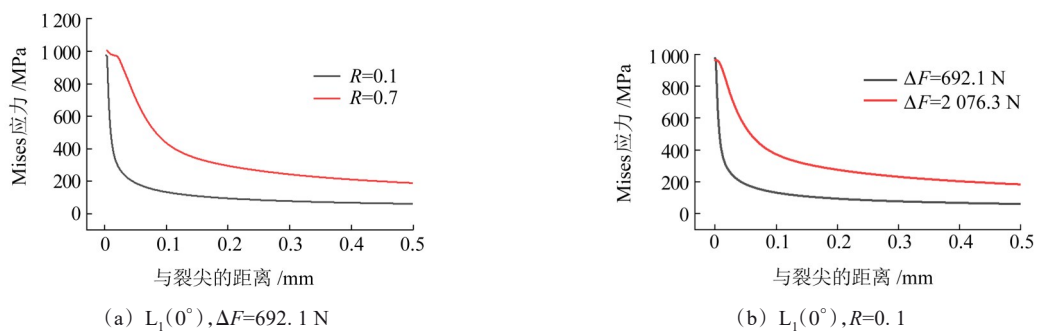


图 15 第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“Mises 应力-与裂尖的距离”曲线

Fig. 15 Curves of "Mises stress-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle under different load ratios and load amplitudes

图 18~图 21 所示为 CT 试样整体弹性应变能与塑性应变能的分析结果。对比弹性应变能与塑性应变能的数值可知,尽管塑性应变能随循环周次逐渐增加,但弹性应变能始终占主导地位。由图 18 可知,成形方向对弹性应变能的影响可忽略不计。由图 19 可知,载荷比与载荷幅对弹性应变能影响显著,高载荷比、高载荷幅工况下的平均弹性应变能更高。由图 20

可知,塑性应变能随循环周次的增加逐渐增大,成形方向对塑性应变能的影响显著: $L_3$  方向的塑性应变能最高, $L_2$  方向次之, $L_1$  方向最低,且该差异随循环周次的增加逐渐扩大。由图 21 可知,高载荷比、高载荷幅工况下的塑性应变能显著高于低载荷比、低载荷幅工况,且低载荷工况下塑性应变能的增长速率更慢。

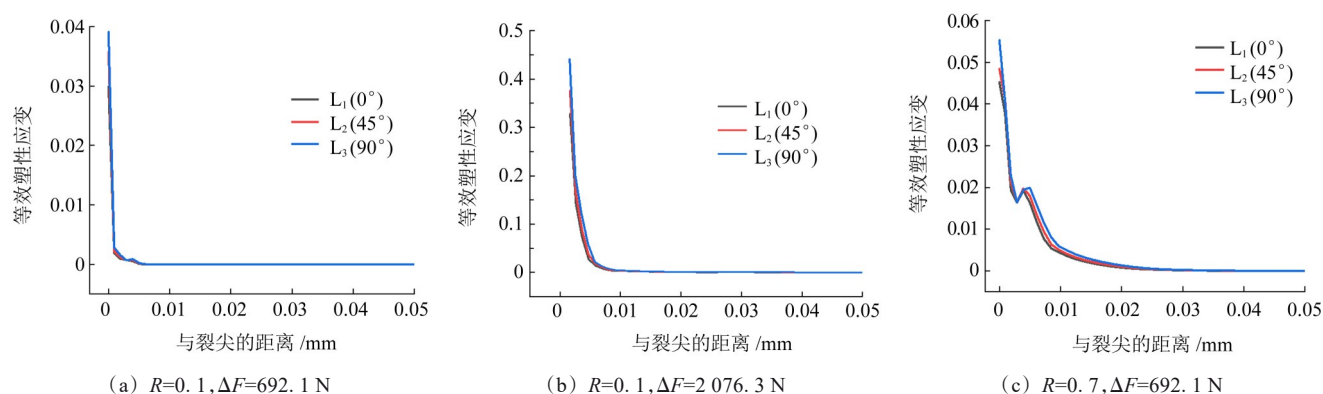


图 16 第 15 次循环峰值时刻在不同成形方向的“等效塑性应变-与裂尖的距离”曲线

Fig. 16 Curves of "equivalent plastic strain-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle in different forming directions

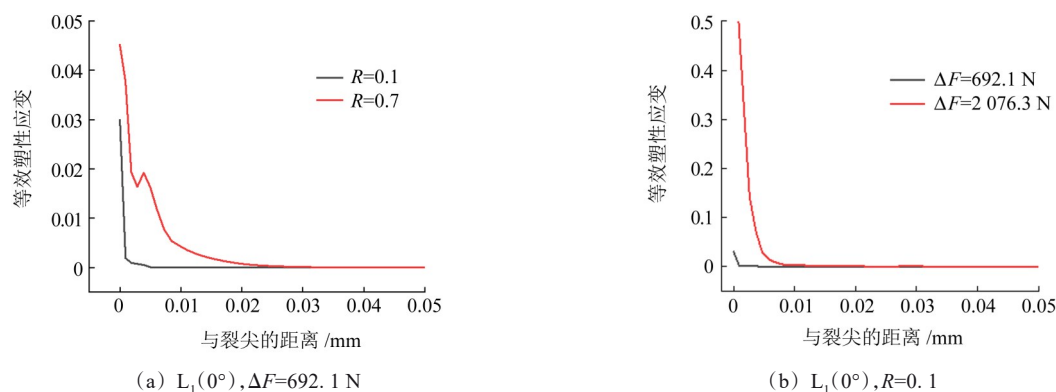


图 17 第 15 次循环峰值时刻在不同载荷比或载荷幅下的“等效塑性应变-与裂尖的距离”曲线

Fig. 17 Curves of "equivalent plastic strain-distance from crack tip" at the peak of the 15th cycle under different load ratios or load amplitudes

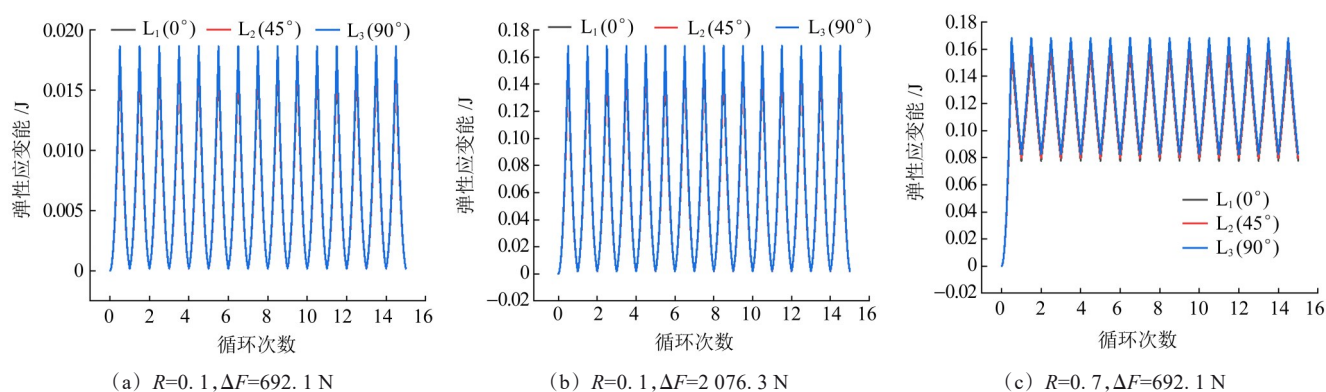


图 18 不同成形方向的“弹性应变能-循环周次”曲线

Fig. 18 Curves of "elastic strain energy-cycle number" in different forming directions

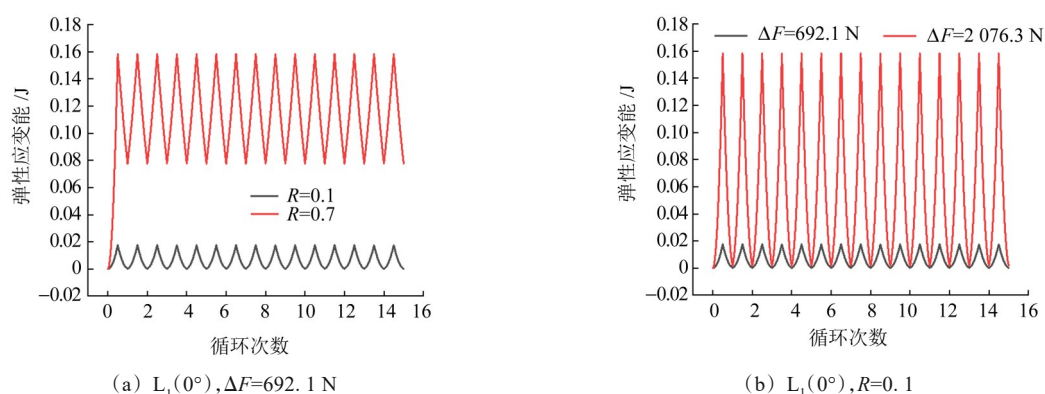


图 19 不同载荷比或载荷幅下的“弹性应变能-循环周次”曲线

Fig. 19 Curves of "elastic strain energy-cycle number" under different load ratios or load amplitudes

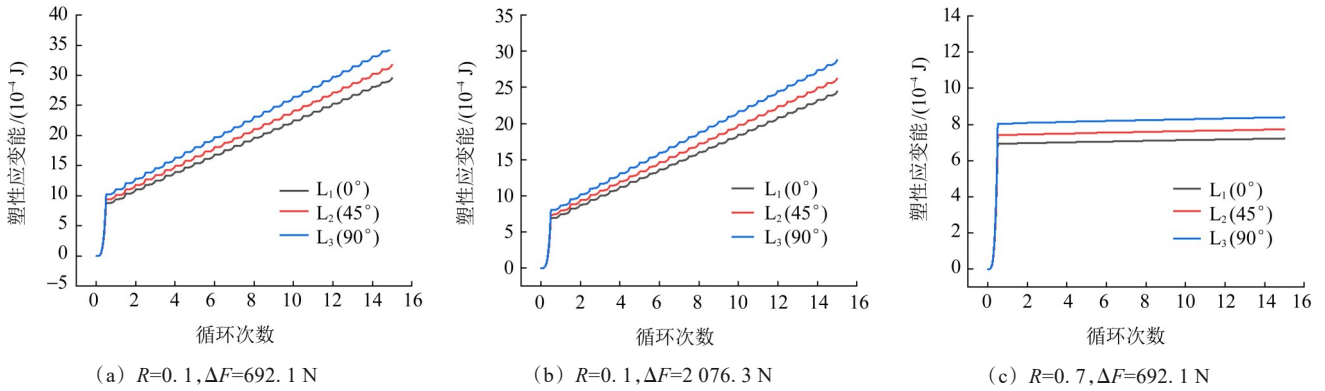


图 20 不同成形方向的“塑性应变能-循环周次”曲线

Fig. 20 Curves of "plastic strain energy-cycle number" in different forming directions

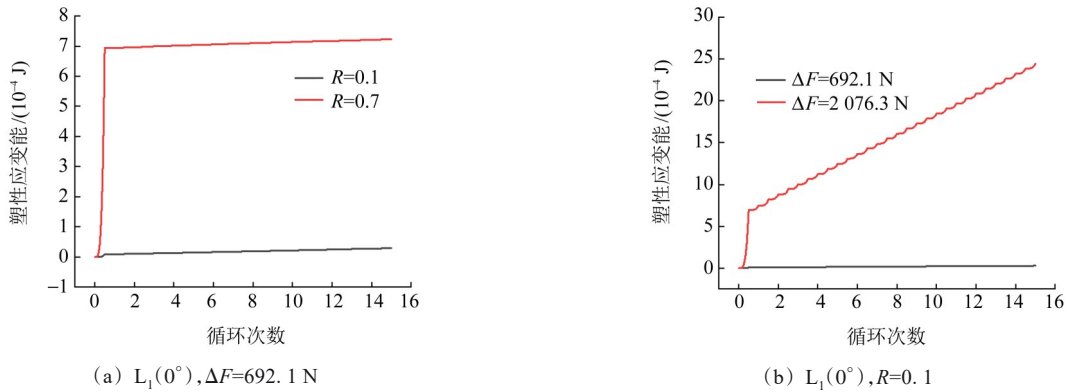


图 21 不同载荷比或载荷幅下的“塑性应变能-循环周次”曲线

Fig. 21 Curves of "plastic strain energy-cycle number" under different load ratios or load amplitudes

#### 4 试验验证

为验证有限元分析结果的可靠性,采用数字图像相关(Digital Image Correlation, DIC)技术实时测量疲劳加载过程中的局部变形,分析成形方向对应变场的影响。该技术通过分析试件表面散斑的灰度变化获取位移场与应变场,具有非接触、实时测量等优点,广泛应用于疲劳试验研究<sup>[19-20]</sup>。试验装置如图 22 所示。选取裂纹延长线作为分析路径 L',由图 22(c)可知,路径 L'上裂尖根部区域存在明显的应力集中。试验加载条件为:载荷比 R=0.1,载荷幅 ΔF=2 076.3 N,试样包含 3 种成形方向。

由于 DIC 技术可直接获取总应变,塑性应变与应力可通过 Ramberg-Osgood(R-O)本构方程换算得到,其计算式为

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{H}\right)^n \quad (5)$$

式中,ε 为总应变;ε<sub>e</sub>、ε<sub>p</sub> 分别为弹、塑性应变分量;σ 为应力;E 为弹性模量;H 为强度系数;n 为应变硬化指数。涉及到的材料力学性能参数如表 4 所示。

I 型裂纹在路径 L'上的应力场解析表达式为

$$\sigma_1 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (6)$$

$$\sigma_2 = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (7)$$

$$\sigma_3 = \begin{cases} 0, \text{平面应力} \\ \nu(\sigma_1 + \sigma_2), \text{平面应变} \end{cases} \quad (8)$$

$$\sigma_{eq} = \begin{cases} K_I/\sqrt{2\pi r}, \text{平面应力} \\ (1-2\nu)K_I/\sqrt{2\pi r}, \text{平面应变} \end{cases} \quad (9)$$

式中,σ<sub>1</sub>、σ<sub>2</sub>、σ<sub>3</sub> 分别为第 1、第 2、第 3 主应力;σ<sub>eq</sub> 为 Mises 等效应力;K<sub>I</sub> 为 I 型裂纹应力强度因子;ν 为泊松比,取 0.34;r 为与裂尖的水平距离。

表 4 不同成形方向增材制造 TC4 钛合金基本力学性能

Tab. 4 Basic mechanical properties of the additively manufactured TC4 titanium alloy with different forming directions

| 成形方向           | 弹性模量<br>E/GPa | 屈服强度<br>σ <sub>y</sub> /MPa | 应变硬化指<br>数 n | 强度系数<br>H/MPa |
|----------------|---------------|-----------------------------|--------------|---------------|
| L <sub>1</sub> | 119           | 968                         | 0.048        | 1 233         |
| L <sub>2</sub> | 116           | 945                         | 0.051        | 1 224         |
| L <sub>3</sub> | 112           | 921                         | 0.041        | 1 168         |

在 DIC 分析中,应力取加载峰值时刻的 Mises 等效应力,应变取峰值处的等效塑性应变。图 23 为 3 种成形方向试样加载峰值时刻的应变云图。由图 23 可知,L<sub>3</sub> 方向的裂尖变形最高,L<sub>1</sub> 方向最低。图 24 所示为第

15次加载峰值时刻塑性应变与Mises应力沿路径 $L'$ 的分布曲线。由图24可知,应变与应力均随与裂尖距离

的增加而减小;3种成形方向的应变差值随与裂尖距离的增加而逐渐减小,应力分布差异则不明显。

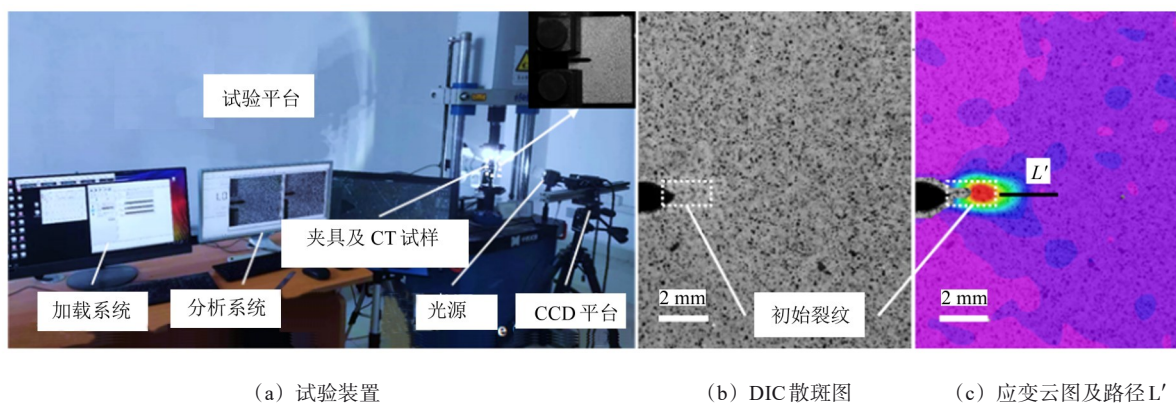


图 22 DIC 应变测量试验装置示意图

Fig. 22 Schematic diagram of the DIC strain measurement test device

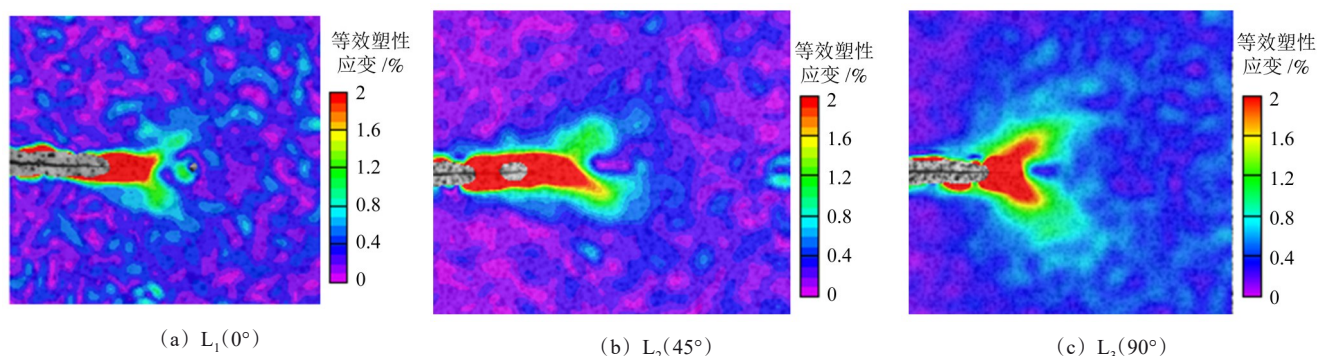


图 23 不同成形方向试样在加载峰值时刻的等效塑性应变云图

Fig. 23 Equivalent plastic strain contour plots of specimens with different forming directions at loading peak time

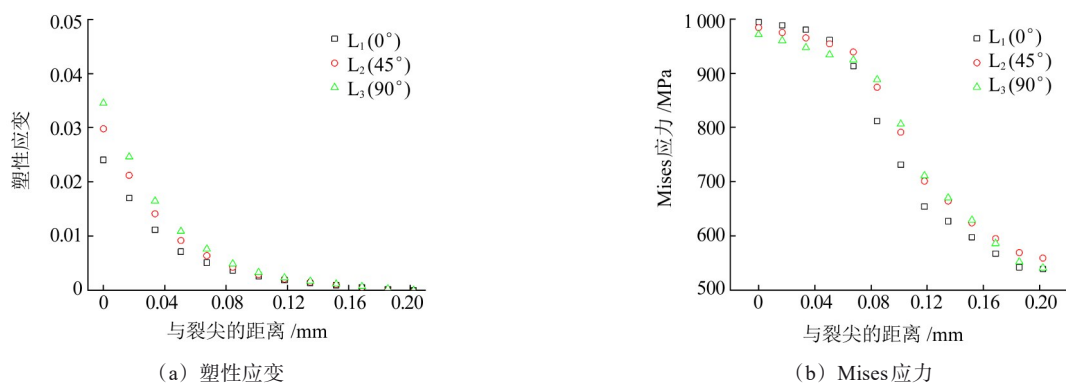


图 24 第 15 次循环峰值时刻裂尖区域的塑性应变与 Mises 应力

Fig. 24 Plastic strain and Mises stress in crack tip region at the peak of the 15th cycle

图 25、图 26 所示为 DIC 试验结果与有限元分析结果的对比情况。由图 25 可知,3 种成形方向的 Mises 应力 DIC 测量值均高于有限元计算值,且介于平面应力与平面应变更接近,与平面应力解析解更为接近。在距离裂尖大约 0.02 mm 以内,有限元结果明显低于解析解,在距离裂尖 0.02 mm 以外,有限元结果与解析解基本一致。产生该差异的主要原因是,DIC 测量的是试样表面的变形,更接近平面应力状态;而有限元分析采用平面应变模型。裂尖附近区域因塑

性变形的存在,不再满足线弹性断裂力学的适用条件;同时塑性变形导致裂尖钝化,引起应力松弛,因此距裂尖约 0.02 mm 以内的区域不受应力强度因子  $K_I$  控制。由图 26 可知,3 种成形方向塑性应变的 DIC 测量值与有限元计算值随距裂尖距离的变化趋势一致,但裂尖附近 DIC 测量值普遍高于有限元计算值。该差异主要源于平面应力状态下的裂尖塑性区尺寸显著大于平面应变状态。试验结果与有限元分析结果整体吻合,验证了有限元模型的可靠性。

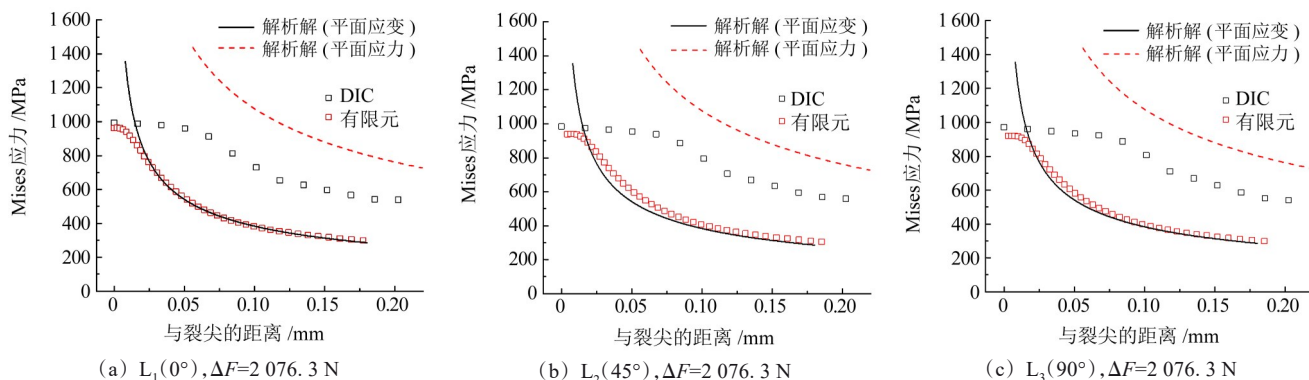


图 25 不同成形方向的试样 Mises 应力的 DIC 测试与有限元计算结果对比

Fig. 25 Comparison of the DIC test and finite element calculation results of the Mises stress for specimens with different forming directions

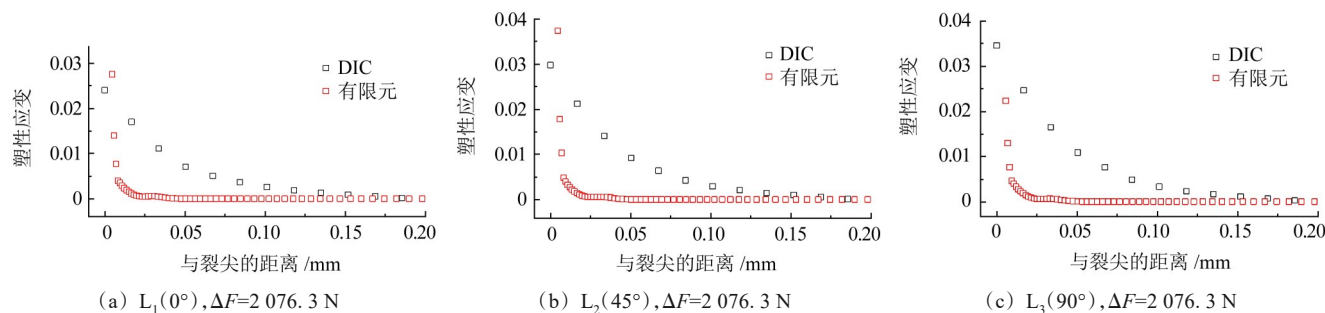


图 26 不同成形方向的试样塑性应变的 DIC 测试与有限元计算结果对比

Fig. 26 Comparison of the DIC test and finite element calculation results of the plastic strain for specimens with different forming directions

## 5 结论

采用有限元方法分析了成形方向对增材制造钛合金裂尖循环塑性行为的影响,得到如下主要结论:

1)在整个循环过程中, $L_3$ 方向裂尖塑性应变始终最大, $L_1$ 方向的塑性应变均最小,且该差异随循环周次的增加逐渐扩大;成形方向对不同位置处的应力及局部应力比影响较小。

2)成形方向对弹性应变能的影响可忽略,但对塑性应变能影响显著, $L_3$ 成形方向塑性应变能高, $L_2$ 方向次之, $L_1$ 方向最小。相同条件下,高载荷比、高载荷幅工况下的平均弹性应变能与塑性应变能均更高。

3)DIC 试验结果与有限元分析结果吻合良好,验证了成形方向对裂尖应力、应变场影响规律的正确性。

## 参考文献(References)

- [1] 詹奇云,靳刚,韩进,等. TC4 钛合金低温拉伸行为与本构建模[J]. 塑性工程学报,2024,31(1):204-215.  
ZHAN Qiyun, JIN Gang, HAN Jin, et al. Low temperature tensile behavior and constitutive modeling of TC4 titanium alloy[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2024, 31(1): 204-215. (In Chinese)
- [2] 张天任,蒋睿嵩,王栋辉,等. TC4 钛合金加工表面的超声冲击强化表面完整性实验[J]. 机械科学与技术, 2025, 44(11): 1955-1965.  
ZHANG Tianren, JIANG Ruisong, WANG Donghui, et al. Experimental study on surface integrity of ultrasonic impact strengthening surface of TC4 machined surfaces[J]. Mechanical Science and Technology for Aerospace Engineering, 2025, 44(11): 1955-1965.

(In Chinese)

- [3] 高韬. 增材制造钛合金 TC4 的变形及失效机理研究[D]. 扬州: 扬州大学, 2023: 14.  
GAO Tao. Study on deformation and failure mechanism of TC4 titanium alloy by additive manufacturing [D]. Yangzhou: Yangzhou University, 2023: 14. (In Chinese)
- [4] 王华明. 高性能大型金属构件激光增材制造:若干材料基础问题[J]. 航空学报, 2014, 35(10): 2690-2698.  
WANG Huaming. Materials' fundamental issues of laser additive manufacturing for high-performance large metallic components [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2014, 35(10): 2690-2698. (In Chinese)
- [5] 李军. 弹塑性状态下复合型疲劳裂纹扩展研究[D]. 北京: 北京理工大学, 2014: 9.  
LI Jun. A study on elastic-plastic mixed-mode fatigue crack propagation [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2014: 9. (In Chinese)
- [6] PAUL S K, TARAFDER S. Cyclic plastic deformation response at fatigue crack tips[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2013, 101: 81-90.
- [7] RANS C, MICHELSEN J, WALKER M, et al. Beyond the orthogonal: on the influence of build orientation on fatigue crack growth in SLM Ti-6Al-4V [J]. International Journal of Fatigue, 2018, 116: 344-354.
- [8] 白澄岩,兰亮,辛如意,等. 增材制造 Ti-6Al-4V 钛合金低周疲劳性能研究进展[J]. 材料科学与工艺, 2023, 31(1): 79-90.  
BAI Chengyan, LAN Liang, XIN Ruyi, et al. Research progress on low-cycle fatigue properties of Ti-6Al-4V alloy by additive manufacturing [J]. Materials Science and Technology, 2023, 31(1): 79-90. (In Chinese)

- [9] CAIN V, THIJS L, VAN HUMBEECK J, et al. Crack propagation and fracture toughness of  $Ti_6Al_4V$  alloy produced by selective laser melting[J]. Additive Manufacturing, 2015, 5: 68-76.
- [10] XU Z W, LIU A, WANG X S. The influence of building direction on the fatigue crack propagation behavior of  $Ti_6Al_4V$  alloy produced by selective laser melting[J]. Materials Science and Engineering: A, 2019, 767: 138409.
- [11] POULIN J R, BRAILOVSKI V, TERRIAULT P. Long fatigue crack propagation behavior of Inconel 625 processed by laser powder bed fusion: influence of build orientation and post-processing conditions[J]. International Journal of Fatigue, 2018, 116: 634-647.
- [12] 张海英, 李刚, 臧伟锋, 等. 激光选区熔化  $Ti-6Al-4V$  钛合金疲劳裂纹扩展性能研究[J]. 机械强度, 2023, 45(6): 1355-1360.
- ZHANG Haiying, LI Gang, ZANG Weifeng, et al. Fatigue crack growth performance of  $Ti-6Al-4V$  titanium alloy by selective laser melting[J]. Journal of Mechanical Strength, 2023, 45(6): 1355-1360. (In Chinese)
- [13] VORMWALD M. Effect of cyclic plastic strain on fatigue crack growth[J]. International Journal of Fatigue, 2016, 82: 80-88.
- [14] MCCLUNG R C. Crack closure and plastic zone sizes in fatigue[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 1991, 14(4): 455-468.
- [15] IINO Y. Local fatigue damage accumulation around Notch attending crack initiation[J]. Metallurgical and Materials Transactions A, 1995, 26(6): 1419-1430.
- [16] JAMES M N, CHRISTOPHER C J, LU Y W, et al. Local crack plasticity and its influences on the global elastic stress field[J]. International Journal of Fatigue, 2013, 46: 4-15.
- [17] 宋建, 阎琨. 基于 Chaboche 模型的 3D 打印 GH3536 材料本构参数拟合研究[J]. 塑性工程学报, 2023, 30(10): 167-173.
- SONG Jian, YAN Kun. Study on constitutive parameter fitting of 3D printed GH3536 material based on Chaboche model[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30(10): 167-173. (In Chinese)
- [18] 齐威. ABAQUS 6. 14 超级学习手册[M]. 北京: 人民邮电出版社, 2016: 109.
- QI Wei. ABAQUS 6. 14 super learning manual[M]. Beijing: Posts & Telecom Press, 2016: 109. (In Chinese)
- [19] 代巧, 何爵亨, 周金宇, 等. 基于 DIC 与 Irwin 模型的工业纯钛疲劳裂纹尖端循环应变场表征[J]. 稀有金属材料与工程, 2021, 50(8): 2815-2822.
- DAI Qiao, HE Jueheng, ZHOU Jinyu, et al. Characterization of cycle strain field of commercial pure titanium at fatigue crack tip based on DIC and Irwin model[J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2021, 50(8): 2815-2822. (In Chinese)
- [20] GÓMEZ GONZALES G L, ORTIZ GONZÁLEZ J A, ANTUNES F V, et al. Experimental determination of the reversed plastic zone size around fatigue crack using digital image correlation[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2023, 125: 103901.

## Effect of forming direction on cyclic plastic behavior near crack tip of additive manufacturing titanium alloy

LIU Qing<sup>1</sup> LI Jian<sup>1</sup> ZHAO Xun<sup>1</sup> SUN Tao<sup>1</sup> GE Junming<sup>1</sup> QUAN Shichao<sup>1</sup> CHEN Sihan<sup>2</sup> ZHANG Jiadi<sup>2</sup>

(1. Faculty of Civil Engineering and Mechanics, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China)

(2. School of Energy and Power Engineering, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China)

**Abstract:** [Objective] To reveal the influence mechanism of forming direction on the cyclic plastic behavior near the crack tip of selective laser melted TC4 titanium alloy, and provide reference for the anti-fatigue design of additive manufactured titanium alloy load-bearing components. [Methods] Firstly, compact tension specimens with three forming directions of  $0^\circ$  ( $L_1$ ),  $45^\circ$  ( $L_2$ ) and  $90^\circ$  ( $L_3$ ) were prepared, and the cyclic constitutive parameters of materials in different directions were obtained by tests to provide basis for numerical modeling. Secondly, based on the Chaboche mixed hardening constitutive model, the finite element model of the cracked specimen was established by Abaqus software, and 9 groups of schemes with different load parameters were designed to analyze the evolution law of cyclic plasticity near the crack tip. Then, fatigue loading tests were carried out by digital image correlation technology to obtain the field data of the crack tip area. Finally, the numerical calculation results were compared with the test results to verify the reliability of the analysis method. [Results] The results show that the forming direction has a significant effect on the plastic strain at the crack tip and the plastic strain energy of the component. Under the same load condition, the cumulative plastic strain and plastic strain energy at the crack tip in  $L_3$  direction are the largest, followed by those in  $L_2$  direction, and the smallest in  $L_1$  direction, and the difference increases continuously with the increase of cycle number. The stress concentration at the crack tip is more significant under high load ratio and high load amplitude conditions, with higher plastic strain, average elastic and plastic strain energy. The forming direction has no significant effect on the local stress ratio near the crack tip and the overall elastic strain energy of the component.

**Key words:** Titanium alloy; Laser selective melting; Crack tip; Forming direction; Load ratio; Load amplitude

Corresponding author: LI Jian, E-mail: lj66@ujs.edu.cn

Fund: General Program of China Postdoctoral Science Foundation (2020M681496); National Natural Science Foundation of China (52105149); Postgraduate Research & Practice Innovation Program of Jiangsu Province (KYCX24-3924)

Received: 2024-07-30

Revised: 2024-09-18

(编辑: 李凯阳)