

引文格式:姚喆赫,王发博,谢志威,等.激光增材制造IN718低周疲劳寿命预测方法研究[J].航空制造技术,2026,69(19):25010180.

YAO Zhehe, WANG Fabo, XIE Zhiwei, et al. Study on low-cycle fatigue life prediction methods for laser additive manufactured IN718 alloy[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2026, 69(19): 25010180.

激光增材制造IN718低周疲劳寿命预测方法研究

姚喆赫^{1,2,3},王发博^{1,2,3},谢志威^{1,2,3},应蒋杰^{1,2,3},迟一鸣^{1,2,3},隋永枫⁴,
余沛垌⁴,张群莉^{1,2,3},姚建华^{1,2,3}

(1. 浙江工业大学激光先进制造研究院,杭州 310023;

2. 浙江工业大学机械工程学院,杭州 310023;

3. 高端激光制造装备省部共建协同创新中心,杭州 310023;

4. 杭州汽轮动力集团股份有限公司,杭州 310015)

[摘要] 激光增材制造Inconel 718(IN718)合金构件在航空发动机等高端装备中具有广泛应用前景,但成形过程中的高残余应力等问题使其低周疲劳行为显著不同于传统锻件或铸件,导致现有疲劳寿命模型预测精度受限。针对这一问题,构建考虑残余应力影响的Tanaka-Mura-Wu(TMW)疲劳寿命修正模型,采用平均应力等效能量处理方法,将残余应力以等效应变能的形式引入模型的损伤驱动力表达中,形成应变控制和应力控制两种修正形式,并采用应变控制和应力控制疲劳试验数据验证了模型有效性。Kendall's tau系数表明残余拉应力与试样疲劳寿命间存在显著负相关关系。在应变控制条件下,修正模型预测点均位于2倍误差带内,相较于TMW与Morrow修正的Manson-Coffin(M-MC)模型,所提修正模型的均方根误差(Root mean squared error, RMSE)值降低了91%与48%;在应力控制条件下,所提修正模型RMSE值相较于TMW与Smith-Watson-Topper修正的Manson-Coffin(SWT-MC)模型降低了58%与66%。研究表明:将残余应力以等效应变能形式引入TMW疲劳寿命模型能够有效提升疲劳寿命的预测精度,为激光增材制造镍基高温合金的低周疲劳寿命的高精度预测与抗疲劳设计提供了理论依据。

关键词: 激光增材制造;低周疲劳;疲劳寿命;残余应力;IN718

中图分类号: V261;TG178

文献标志码: A

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.25010180



姚喆赫

研究员,博士生导师,研究方向为
能场复合激光制造。

固溶强化型镍基高温合金IN718具有良好的高温性能^[1],广泛应用于航空发动机涡轮盘、燃烧室及叶片等关键热端部件^[2]。激光增材制造技术在制造具有内部流道的复杂构件方面具有显著优势,为航空发动机复杂热端构件制备提供了解决方案^[3-5]。然而,由于激光增材制造的快速加热与冷却特性,成形件内部存在特异性组织及孔隙、裂纹等缺陷,同时在层

间热循环作用下会存在较大的残余拉应力^[6]。这些微观缺陷与组织特征对材料的疲劳性能具有显著影响,增加了激光增材制造构件疲劳寿命预测的不确定性和复杂性。

为实现激光增材制造金属构件疲劳寿命的准确预测,国内外学者围绕其失效机理提出了多种疲劳寿命预测方法,主要包括缺陷敏感模型、裂纹扩展模型及能量法/损伤累

收稿日期:2025-12-02;退修日期:2025-12-15;录用日期:2026-04-16

基金项目:国家自然科学基金(52575461,52175443);浙江省高校基本科研业务费项目(RF-A2023008)

通信作者:姚建华,教授,博士生导师,研究方向为激光表面制造。

积模型。缺陷敏感模型主要适用于以缺陷为主导的疲劳失效过程,通过引入缺陷尺寸或等效缺陷参数建立缺陷与疲劳寿命之间的关系。Murakami^[7]提出的基于缺陷投影面积的疲劳寿命预测方法揭示了缺陷对疲劳寿命的影响机制;Yamashita等^[8]验证了该模型对增材制造 IN718 合金的适用性,并采用表面缺陷的有效面积对模型进行了修正。然而,该类模型通常假设缺陷为疲劳主控因素,对于高致密度激光增材制造构件疲劳寿命的预测存在局限。裂纹扩展模型则从裂纹萌生后的扩展行为出发描述疲劳寿命演化过程,适用于裂纹扩展阶段占主导的疲劳问题。Wu等^[9]引入修正的 Goodman 模型来描述疲劳极限随平均应力的非线性变化,构建了包含 R 效应的等效裂纹驱动力模型;Jones等^[10]开展了激光增材制造 IN718 和 IN625 的裂纹扩展行为研究,采用 Schwalbe 裂纹驱动力来表征裂纹扩展速率,通过 Schwalbe 疲劳阈值与循环断裂韧性项解释了裂纹扩展曲线分散性的变化。然而,该类方法通常以裂纹扩展过程为研究对象,依赖裂纹阈值与断裂韧性等参数的获取;同时,由于低周疲劳条件下疲劳寿命主要受裂纹萌生阶段和循环塑性变形控制^[11],该类方法不完全适用于低周疲劳寿命预测。

能量法与损伤累积模型通过引入应变能密度、能量耗散或损伤演化参数描述疲劳失效过程,具有较明确的物理基础与解释性。Raghavendra等^[12]基于平均应变能密度,提出了一种适用于增材制造蜂窝结构疲劳寿命预测的通用方法,预测得到的疲劳应力集中系数 K_t 值与试验结果一致,且预测误差小于 10%;Yang等^[13]研究了激光选区熔化 AlSi10Mg 合金在循环加载下的疲劳能量耗散行为,对由内部摩擦和疲劳损伤引起的能量耗散量进行了分离,通过引入疲劳损伤

熵的概念实现了增材制造 AlSi10Mg 合金疲劳寿命的精准预测。相较于缺陷敏感模型和裂纹扩展模型,能量模型在表征循环塑性变形主导的低周疲劳行为方面具有潜在优势^[14]。其中, Tanaka-Mura-Wu (TMW) 模型^[15]基于位错堆积机制和应变能密度理论,从微观损伤演化角度描述疲劳裂纹萌生过程,模型以应变能作为核心控制参数,能够有效表征循环塑性变形主导条件下的疲劳损伤累积行为,因而在描述低周疲劳寿命演化方面具有良好的适用性。

研究表明激光增材制造构件中残余应力高且空间分布复杂^[16],可导致疲劳寿命发生数量级的变化^[17],被认为是影响激光增材制造部件疲劳寿命的主要因素,因此在疲劳寿命预测模型中准确表征残余应力的影响是提高预测精度的关键。现有研究将残余应力引入疲劳寿命预测主要有两种方式:一是将其等效为平均应力并嵌入寿命公式^[18-20],二是将其作为初始应力场叠加到裂纹扩展或循环响应分析中^[21-22]。前者将残余应力简化为恒定平均应力,难以精准反映残余应力对疲劳寿命的影响;后者依赖复杂的残余应力场重构与数值分析过程,建模和试验成本较高。

针对上述问题,本文将残余应力转化为等效应变能并显式引入 TMW 疲劳寿命预测模型中,构建适用于激光增材制造 IN718 合金的低周疲劳寿命预测模型,采用激光增材制造 IN718 合金的应变控制与应力控制两组疲劳试验数据对修正模型进行了验证,并通过寿命分散带图与均方根误差 (RMSE) 对比分析了修正模型的预测能力。

1 疲劳寿命修正模型

1.1 残余应力与疲劳寿命相关性分析

为研究激光增材制造 IN718 合金残余应力与低周疲劳寿命的相关

表 1 激光增材制造 IN718 合金材料参数
Table 1 Material parameters of laser additive manufactured IN718 alloy

弹性模量/ GPa	屈服强度/ MPa	抗拉强度/ MPa
158	443	854

性,建立了典型轴向疲劳试样的疲劳寿命数值模型。激光增材制造 IN718 镍基高温合金的材料参数通过拉伸试验获得,具体数值如表 1 所示,其中,根据文献[23],泊松比取值 0.29。有限元模型采用三维实体单元,考虑到低周疲劳破坏主要发生于试样中部的应变集中区域,对试样中段区域网格进行了局部加密,最小单元尺寸 < 0.5 mm。试样一端完全约束,另一端施加轴向对称载荷,循环载荷为三角波形,应变比 $R = -1$,加载频率为 1 Hz,设定 0.3%、0.5%、0.7% 3 组应变幅值。采用 ANSYS Workbench 平台中的 nCode 模块对模型寿命进行数值计算,为模拟不同残余应力状态,采用初始应力场方式在模型中预先施加了大小分别为 0 MPa、200 MPa、400 MPa 的轴向残余拉应力。各残余应力状态下的节点寿命分布如图 1 所示,试样中部为疲劳寿命最短区域,残余拉应力会显著降低试样的疲劳寿命,在应变幅 0.7%、残余应力 400 MPa 的条件下,试样工作段的疲劳寿命为 30 次循环。

进一步采用 Kendall's tau 秩相关系数对残余应力与疲劳寿命进行相关性分析,该方法可用于衡量两个变量间是否存在一致的单调关系, Kendall's tau 系数的定义为

$$\zeta = \frac{2(C-D)}{n(n-1)} \quad (1)$$

式中: ζ 为 Kendall's tau 秩相关系数,范围为 $[-1, 1]$; C 为样本中一致秩次对的数量,即两个样本点 (X_i, Y_i) 与 (X_j, Y_j) 满足 $X_i > X_j$ 且 $Y_i > Y_j$, 或 $X_i < X_j$ 且 $Y_i < Y_j$; D 为样本中不一致秩次对

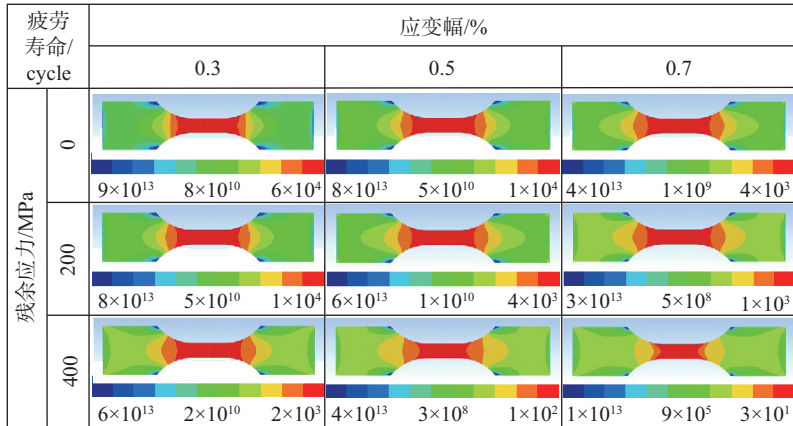


图1 不同残余应力状态下的试样各节点寿命

Fig.1 Predicted fatigue life of each node under varying residual stress conditions

的数量,即两个样本点 (X_i, Y_i) 与 (X_j, Y_j) 满足 $X_i > X_j$ 且 $Y_i < Y_j$,或 $X_i < X_j$ 且 $Y_i > Y_j$; n 为样本总数。若 $\zeta > 0$,表示两个变量之间存在正向单调关系;若 $\zeta < 0$,两个变量间则为负向单调关系; $\zeta = 0$,则表明变量之间不存在线性秩次相关性。基于上述数值模型,分析了3种应变幅下残余应力对疲劳寿命的影响,如图2所示,其 ζ 值分别为 $-1, -0.99, -0.98$,表明残余应力与疲劳寿命呈现显著负相关关系,因此在疲劳寿命预测过程中考虑残余应力的影响是必要的。

1.2 基于残余应力修正的TMW疲劳寿命预测模型

TMW模型^[15]基于材料塑性变形行为与裂纹形核机制,通过位错堆积来描述材料在循环载荷下的疲劳裂纹萌生过程,其应变控形式为

$$N_c = \frac{8(1-\nu)w_s}{3\mu b_v} \frac{1}{\Delta \epsilon_p^2} \quad (2)$$

式中, N_c 为裂纹形核所需循环次数; w_s 为裂纹表面能; ν 为泊松比; μ 为剪切模量; b_v 为伯氏矢量在滑移方向的分量; $\Delta \epsilon_p$ 为循环塑性应变幅。

相应的应力控形式为

$$N_c = \frac{2\mu w_s}{(1-\nu)(\Delta \sigma / \sqrt{3} - 2k)^2 b_v} \quad (3)$$

式中, $\Delta \sigma$ 为循环应力幅; k 为晶格摩擦阻力。

然而激光增材制造所产生的残

余拉应力在外加载荷作用前就已对材料产生了一定程度的预应变,若忽略残余应力的影响,直接采用试验测得数值代入模型,会低估材料的实际塑性应变,导致预测寿命与试验寿命间存在偏差。残余拉应力在材料内部引起的局部变形,其本质可以视为一部分“储存”的能量,而这部分能量可以转化为“外加载”引起的应变作用,其影响可等效为附加的塑性应变幅:

$$\Delta \epsilon_{res} = \sqrt{2\Delta U_{res}/\mu} \quad (4)$$

式中, ΔU_{res} 为残余应力产生的储能。依据平均应力等效处理方法^[24],其可表示为

$$\Delta U_{res} = \frac{3(1-2\nu)}{E} \sigma_{res}^2 \quad (5)$$

式中, E 为弹性模量; σ_{res} 为残余拉应力的大小。因此,由残余拉应力产生的塑性应变幅为

$$\Delta \epsilon_{res} = \sigma_{res} \sqrt{\frac{6(1-2\nu)}{E\mu}} \quad (6)$$

将式(6)代入式(2),可得修正后的TMW疲劳寿命预测模型的应变控形式为

$$N_c = \frac{8(1-\nu)w_s}{3\mu b_v} \left(\Delta \epsilon_p + \sigma_{res} \sqrt{\frac{6(1-2\nu)}{E\mu}} \right)^{-2} \quad (7)$$

类似的,修正后的TMW疲劳寿命预测模型的应力控形式为

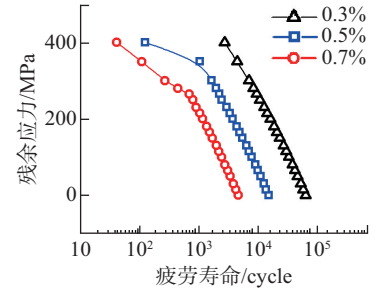


图2 3种应变幅下残余应力对疲劳寿命的影响

Fig.2 Influence of residual stress on fatigue life at three different strain amplitudes

$$N_c = 2\mu E w_s / ((1-\nu)(\Delta \sigma / 3 - 2k)^2 E b_v + 3(1-2\nu)\sigma_{res}^2 \mu b_v) \quad (8)$$

2 试验方法与数据获取

2.1 试验材料与激光熔覆工艺

图3(a)为本研究采用的激光增材制造试验平台,该平台主要由光纤耦合半导体激光器、冷却系统、六轴运动控制系统、同轴送粉装置及气氛保护系统等组成。其中,激光器型号为Laserline LDF400-2000,最大输出功率可达2000 W,激光波长范围为900~1064 nm,光斑半径为2~6 mm可调。运动控制系统选用ABB公司生产的IRB2400-16/1.5型六轴机械臂,轨迹重复精度0.06 mm,最高运动速度150°/s。气氛保护采用氩气,防止熔覆层高温氧化。送粉系统为转盘式结构,可实现均匀、连续的同轴送粉。

所用试样基材为锻态IN718镍基高温合金,其金相组织如图3(b)所示,主要由分布均匀的等轴晶粒构成,无明显夹杂物。图3(c)为试验采用的IN718粉末的扫描电镜图,粉末呈球形或近球形,表面光滑,粒径均匀。IN718合金元素组成如表2所示。

基于搭建的激光熔覆试验平台,对激光熔覆工艺参数进行了探索与优化。首先,开展了搭接熔覆与堆高熔覆试验研究,以评估熔覆层冶金结合质量及层间成形稳定性,并据此优化

工艺参数,以获得组织致密、无明显缺陷的熔覆层。激光熔覆后,采用线切割机加工金相试样,采用80~2000目的砂纸对金相试样进行打磨,并采用抛光机去除金相试样表面的划痕。使用氯化铁腐蚀液对金相试样进行腐蚀,腐蚀液体积比为 $\gamma_{\text{FeCl}_3}:\gamma_{\text{HCl}}:\gamma_{\text{C}_2\text{H}_5\text{OH}}=1:2:20$,腐蚀时间为35 s。所得搭接熔覆与堆高熔覆的试样金相组织如图4(a)和(b)所示,发现熔覆层组织致密,无明显的气孔、裂纹等缺陷。在上述优选的工

艺参数基础上,如表3所示,进一步开展槽熔覆试验。由图4(c)所示,在相同工艺参数条件下,开槽熔覆区未发现明显缺陷,熔覆层与基体之间过渡良好。因此,后续残余应力测试、拉伸测试与疲劳测试都基于上述无缺陷的开槽熔覆试样开展。

2.2 激光熔覆区残余应力测试

为获取激光熔覆区的残余应力分布特征,采用PROTO公司的LXRD型残余应力分析仪对熔覆层

残余应力进行测试。测点分布如图5所示。测试方法采用侧倾固定 ψ 法,所选衍射角范围为 $126^\circ\sim 135^\circ$,步距为 0.10° ;所用射线为Cr $\text{K}\alpha$,衍射晶面为(220);每个数据点的计数时间为1.0 s;X射线管的工作电压和电流分别设定为22.0 kV和6.0 mA。残余应力测量结果如表4所示,发现熔覆区存在明显的残余拉应力,而结合区存在着残余压应力,这与文献[25]中激光熔覆试样的残余应力分布规律一致。

为了将各测点残余应力数据统一为可用于后续分析的标量,采用等效残余应力方法进行应力简化处理^[26],其表达式为

$$\sigma_{\text{res}} = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \cdot \sigma_y} \quad (9)$$

考虑到疲劳试样在工作段主要集中在熔覆区域,同时为了满足保守估计的原则,本研究仅选取熔覆层附近3个处于拉应力状态的测点进行

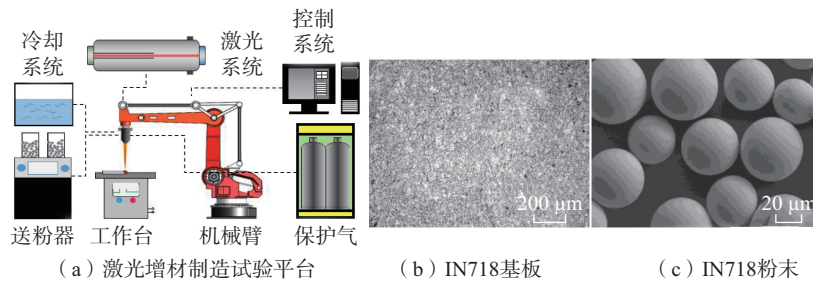


图3 试验设备及材料

Fig.3 Experimental equipment and materials

表2 IN718镍基高温合金的元素质量分数

Table 2 Mass fraction of chemical compositions of IN718 nickel-based superalloy %

Ni	Cr	Nb	Mo	Co	Al	Ti	C	S	Cu	Fe
50.00	17.00	4.75	2.80	1.00	0.20	0.70	0.05	0.01	0.30	Bal.

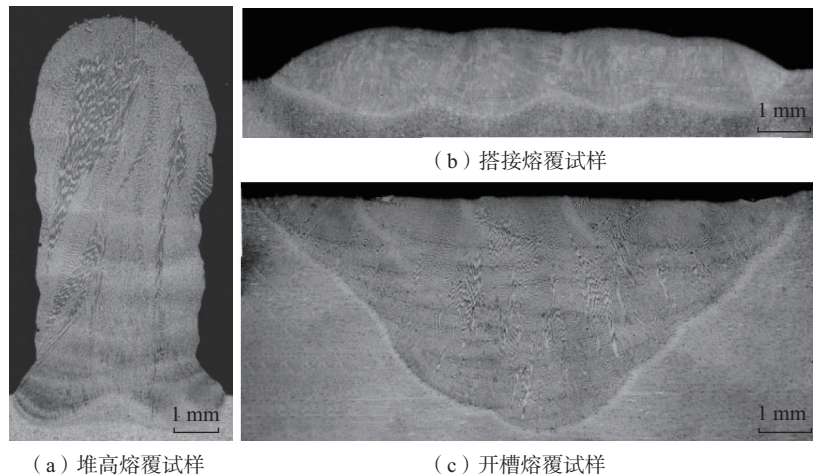


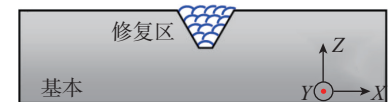
图4 激光熔覆试样金相图

Fig.4 Metallographs of laser cladding specimen

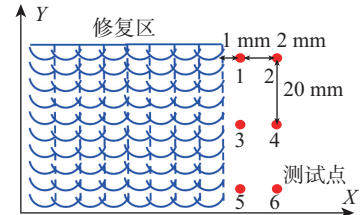
表3 试验采用的激光熔覆工艺

Table 3 Laser cladding process used in the experiment

激光功率/W	送粉速率/(g/min)	扫描速度/(mm/s)	光斑直径/mm	搭接率/%	抬升量/mm
1200	7	4	4	45	0.5



(a) 激光开槽熔覆示意图



(b) 残余应力测点分布

图5 激光熔覆区残余应力测试示意图

Fig.5 Schematic diagram of residual stress measurement of the laser cladding zone

表4 残余应力测试结果

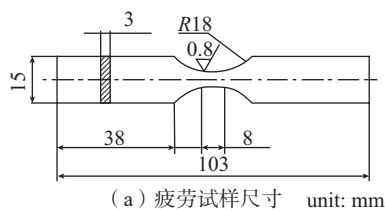
Table 4 Test results of residual stress MPa

测点	σ_y	σ_x
1	93	333
2	-41	-79
3	176	332
4	-142	-118
5	252	338
6	-152	-177

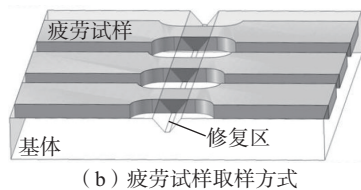
等效应力计算。3个测点的等效残余应力平均值为296.7 MPa,标准差为6.4 MPa,后续疲劳寿命预测中将激光熔覆试样的残余拉应力取为300.0 MPa。

2.3 疲劳性能试验与数据获取

图6(a)为根据GB/T 26077—2021《金属材料 疲劳试验 轴向应变控制方法》设计的疲劳试样,试样工作段为矩形截面,截面尺寸为5 mm×3 mm,标距为8 mm。试样取样方式如图6(b)所示,确保工作段全部位于熔覆层范围内。疲劳试验采用美国MTS-100KN-1伺服液压疲劳试验系统,如图6(c)所示,加载频率为1 Hz。试验分别在应变控制和应力控制两种模式下进行,在应变控制模式下,循环载荷加载波形为三角波,应变比为-1,应变幅分别为0.30%、0.45%、0.50%、0.70%;在应力控制模式下,循环载荷加载波形为正弦波,应力比为-1,应力幅分别为570 MPa、600 MPa、630 MPa、660 MPa、700 MPa。测试后试样均断裂在工作段,疲劳试验结果分别如表5和表6所示。



(a) 疲劳试样尺寸 unit: mm



(b) 疲劳试样取样方式



(c) 疲劳试验系统

图6 疲劳试验试样及系统

Fig.6 Fatigue test specimen and the system

3 模型验证与评价

3.1 基于应变控制试验的修正模型验证

为验证所提TMW_{res}模型的预测能力,基于应变控疲劳试验结果对比分析了TMW_{res}模型、TMW模型与M-MC^[18]的预测结果。M-MC模型表达式为

$$\varepsilon_a = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (10)$$

式中, ε_a 为总应变幅; σ_m 为平均应

表5 应变控疲劳试验结果

Table 5 Test results of strain-controlled fatigue

应变幅/%	弹性应变幅/%	塑性应变幅/%	疲劳寿命/cycle
0.30	0.294	0.006	20488
0.30	0.294	0.006	19034
0.30	0.293	0.007	13860
0.30	0.292	0.008	9517
0.45	0.325	0.125	7516
0.45	0.325	0.125	6315
0.45	0.356	0.094	6272
0.45	0.349	0.101	4854
0.45	0.335	0.115	4029
0.45	0.329	0.121	3758
0.50	0.386	0.114	6109
0.50	0.377	0.123	6026
0.50	0.324	0.176	5526
0.50	0.382	0.118	4733
0.50	0.337	0.163	4642
0.50	0.373	0.127	4061
0.50	0.344	0.156	3993
0.50	0.379	0.121	3978
0.50	0.357	0.143	3793
0.50	0.375	0.125	3595
0.70	0.373	0.327	3334
0.70	0.371	0.329	2768
0.70	0.377	0.323	1670
0.70	0.373	0.327	1667

力; σ'_f 为疲劳强度系数; b 为疲劳强度指数; ε'_f 为疲劳延性系数; c 为疲劳延性指数。其中,TMW_{res}模型与TMW模型所使用的IN718镍基高温合金的疲劳参数见表7^[15],M-MC模型参数如表8所示。

如图7(a)所示,发现TMW模型的预测结果均明显高于试验数据,尤其在0.3%低应变幅下,TMW模型预测值高出试验数据约4个数量级。

表6 应力控疲劳试验结果

Table 6 Test results of stress-controlled fatigue

应力幅/MPa	弹性应变幅/%	塑性应变幅/%	疲劳寿命/cycle
570	0.276	0.006	65105
570	0.272	0.003	42946
570	0.291	0.024	37091
600	0.296	0.009	26877
600	0.320	0.019	11753
600	0.299	0.022	14646
630	0.317	0.052	16132
630	0.314	0.051	18471
630	0.310	0.017	10978
660	0.366	0.132	3664
660	0.358	0.022	12162
660	0.351	0.059	7611
700	0.374	0.197	1100
700	0.371	0.105	1182
700	0.349	0.160	1844

表7 IN718合金疲劳系数计算值^[15]

Table 7 Calculated values of fatigue coefficients for IN718 alloy^[15]

μ /GPa	w_s /(J/m ²)	b_f /(10 ⁻¹⁰ m)
61.05	2.34	2.48

表8 M-MC模型参数

Table 8 Parameters of the M-MC model

σ'_f /MPa	b	ε'_f	c
1790	-0.1086	6.5002	-0.9272

而 TMW_{res} 模型与M-MC模型预测结果与试验数据具有较好的一致性,表明引入残余应力修正模型能够显著提升激光增材制造疲劳寿命预测的准确性。同时,在双对数坐标系下, TMW 模型预测结果与塑性应变幅保持较高的线性拟合度;相比之下, TMW_{res} 模型在低应变幅区间表现出非线性响应,曲线在低塑性应变幅区域内向下弯曲,说明残余应力在低应变幅下加速了疲劳裂纹的萌生与扩展。在高应变幅区间, TMW 模型与 TMW_{res} 模型的理论预测结果相近,说明在此阶段,疲劳寿命主要受循环应力-应变响应主导,残余应力对裂纹萌生与扩展过程的影响相对较小。然而,随着应变幅的降低, TMW_{res} 模型预测寿命迅速下降,明显低于未考虑残余应力的 TMW 模型,表明随着循环载荷的降低,其对材料内部微观裂纹的驱动作用减弱,熔覆层中残余应力逐渐成为控制裂纹萌生、扩展及寿命演化的主导因素。

为进一步验证 TMW_{res} 模型的预测精度,绘制了预测寿命与试验寿命之间的分散带图,如图7(b)所示。 TMW 模型的预测点均显著偏离等寿命线且均分布在2倍误差带之外,在低应变幅区间偏差更为显著;M-MC模型的预测结果大多数位于2倍误差带之内,但在低应变幅区间,部分预测值位于2倍误差带之外;相比之下, TMW_{res} 模型的

预测结果均分布于2倍误差带以内。采用RMSE评估各模型预测结果与试验数据之间的偏差, TMW 模型、M-MC模型、 TMW_{res} 模型的RMSE值分别为1.49、0.25、0.13,其中 TMW_{res} 模型的RMSE值最小,相较于 TMW 模型与M-MC模型分别降低了91%与48%,偏离试验值的程度最低,表明改进模型对激光增材制造构件疲劳寿命的快速衰减趋势捕捉更为准确,具备更高的稳定性与准确性。同时,所提模型是在 TMW 模型基础上修正的, TMW 模型适用于铜、铁、镍等多种材料体系,因此从模型构建思路和数学形式分析,所提修正模型具备一定的泛化能力,可通过重新标定疲劳参数以提高模型的适用能力。

基于 TMW_{res} 模型开展了激光增材制造构件疲劳寿命对残余应力的敏感性分析,结果如图8所示。以残余应力为0时的预测寿命为基准,发现当残余应力为10 MPa时,数据点均位于2倍分散带之内;而当残余应力超过50 MPa时,数据点位于2倍分散带之外。综合上述结果可知,残余拉应力对疲劳寿命的影响并非线性递增,而是存在明显的阈值特征,在本研究工况与材料参数条件下,当残余应力控制在10 MPa以下时, TMW_{res} 模型对疲劳寿命的削弱作用相对有限,疲劳寿命仍可保持在较高水平。

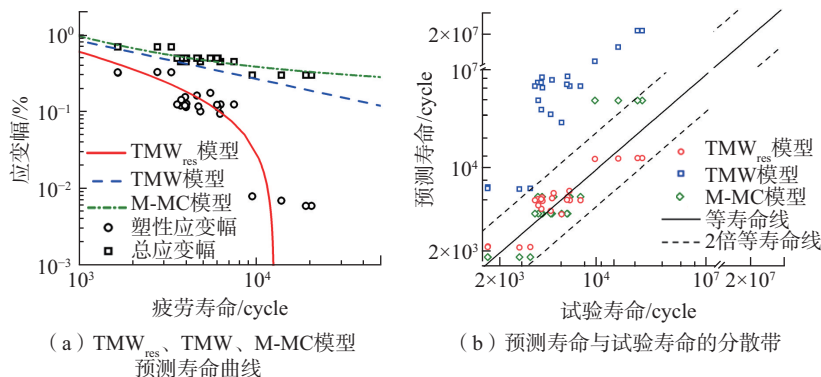


图7 应变控疲劳寿命预测结果

Fig.7 Fatigue life prediction results under strain-controlled loading

3.2 基于应力控制试验的修正模型验证

基于应力控疲劳试验结果对比分析了 TMW_{res} 模型、 TMW 模型与Smith-Watson-Topper修正的Manson-Coffin模型(SWT-MC)^[19]的预测结果。SWT-MC模型表达式为

$$\sigma_{\max} \varepsilon_a = \frac{(\sigma_f')^2}{E} (2N)^{2b} + \varepsilon_f' \sigma_f' (2N)^{b+c} \quad (11)$$

式中, $\sigma_{\max}$ 为最大正应力。模型参数如表9所示。对于 TMW_{res} 模型的应力控形式,除了式(7)中的参数外,还考虑了晶格摩擦阻力的作用。理论上,疲劳裂纹的萌生应与滑移带初始形成时的局部临界应力水平相关,其可通过大量的多应力幅试验获得,然而,在实际工程材料疲劳强度设计中难以实现。因此,基于文献[27]将IN718合金的晶格摩擦阻力取为315 MPa。

3种模型在应力控制下的疲劳寿命预测曲线如图9(a)所示,与图7(a)应变控制下的趋势类似, TMW 模型显著高估疲劳寿命,无法准确捕捉低应力幅区间激光增材制造构件疲劳寿命的骤降行为;SWT-MC

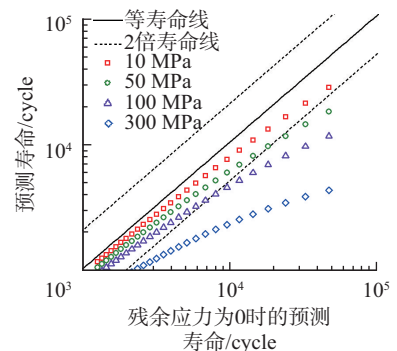


图8 不同残余应力水平下 TMW_{res} 模型的预测结果

Fig.8 Prediction results of the TMW_{res} model with different residual stress

表9 SWT-MC模型参数

Table 9 Parameters of the SWT-MC model

σ_f'/MPa	b	ε_f'	c
1171	-0.0530	0.1877	-0.5766

模型在低应力幅区域的预测结果显著高于试验值,而在高应力幅区间,其预测值显著低于试验值,表明该模型对残余应力的引入方式并不完全适用于激光增材制造过程; TMW_{res} 模型在低应力幅区域的预测结果与试验数据较为吻合,而在高应力幅区间, TMW_{res} 模型预测值显著高于试验值。3种模型在应力控制试验条件下的预测寿命与试验结果的分散带如图9(b)所示,发现 TMW 模型与 $SWT-MC$ 模型的预测点均分布在2倍误差带之外;而 TMW_{res} 模型在低应力幅区间的预测结果分布在2倍误差带之内。计算了 TMW 、 $SWT-MC$ 、 TMW_{res} 3种模型预测寿命的RMSE值,分别为1.39, 1.73, 0.58, TMW_{res} 模型仍具有最低的RMSE值,分别降低了58%与66%。

同时,由图10可知,在高应力幅下,修正模型同样存在预测寿命偏高的现象,为进一步评估 TMW_{res} 模型在不同应力幅下的预测精度,绘制了不同应力幅下 TMW_{res} 模型预测寿命与试验寿命的分散带图。如图10所示,当应力幅小于660 MPa时,预测点大多数分布在3倍误差带以内,模型整体表现出较好的预测精度;而在应力幅达到700 MPa时,预测寿命显著偏离等寿命线,预测点分布范围扩展至15倍误差带,表明在高应力加载条件下, TMW_{res} 模型对疲劳寿命的预测精度较差。

修正模型与 TMW 模型均以循环塑性应变能为损伤驱动力,在应变控制试验中,塑性应变幅由试验直接测得,模型无需换算即可精确评估滑移带耗能及微裂纹萌生,因此在应变控制的疲劳试验下具有良好的预测精度。然而应力形式下,需要将塑性应变幅近似为应力幅的函数。然而,在高应力幅下,即 $\Delta\sigma \gg 2k$,材料进入宏观屈服区并伴随显著循环软化与应力松弛^[28],导致塑性应变幅与应力幅呈强非线性^[29],进而严重低估应变能,导致

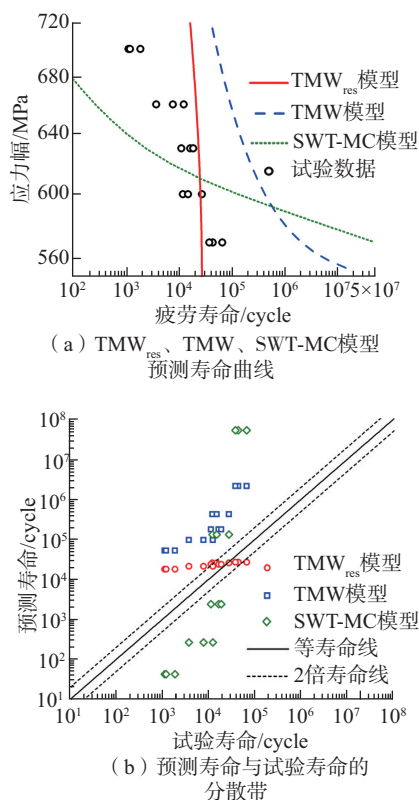


图9 应力控疲劳寿命预测结果
Fig.9 Fatigue life prediction results under stress-controlled loading

寿命被显著高估。同时高应力幅下,试样的损伤机制会由低应力幅时以单一滑移带累积损伤,逐渐转变为多源裂纹协同扩展^[30]。由于激光增材制造急热骤冷的特性,凝固组织主要表现为粗大定向树枝晶结构,并且枝晶间普遍富集大量硬脆的Laves相,如图11所示,这类组织形态显著增加了材料的非均质性:一方面,粗大树枝晶与枝晶间弱化界面会在疲劳过程中更易产生局部应力集中;另一方面,脆性的Laves相在循环载荷作用下极易发生开裂或界面脱粘,从而成为裂纹萌生的潜在源头^[31]。因此,激光增材制造的组织特征不仅促进了多源裂纹的萌生,而且加速了损伤演化过程,从而削弱了模型在高应力幅区间的适用性和预测精度。

4 结论

本文提出了一种基于 TMW 模型的低周疲劳寿命预测修正方法,

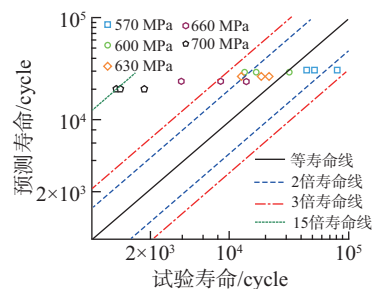
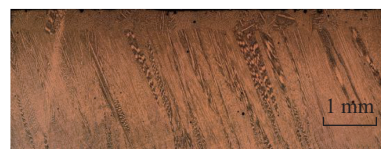
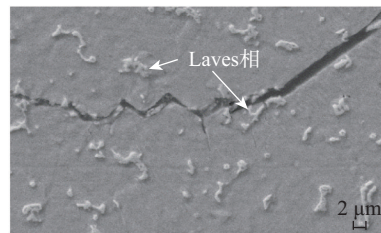


图10 不同应力幅下预测寿命与试验寿命的分散带

Fig.10 Scatter band of predicted and experimental life with various stress amplitudes



(a) 熔覆层粗大柱状晶



(b) 熔覆层Laves相形态及分布

图11 激光熔覆层特异性组织

Fig.11 Characteristic microstructure of the laser cladding layer

采用应变控制与应力控制疲劳试验数据对修正模型的预测性能进行了验证,并分析了模型适用性的关键影响因素。主要结论如下。

(1)数值模拟结果表明:残余拉应力的存在显著降低激光增材制造试样的疲劳寿命;Kendall's tau 秩相关分析显示,0.3%、0.5%、0.7% 3种应变幅下 ζ 值分别为-1、-0.99、-0.98,残余应力与疲劳寿命之间呈现显著负相关关系。

(2)将残余应力以应变能的形式引入 TMW 疲劳寿命预测模型以实现模型修正。采用应变控制与应力控制两组试验数据对修正模型的合理性和有效性进行验证,在应变控制条件下,相较于 TMW 与 $M-MC$ 模型, TMW_{res} 模型的RMSE

值分别降低了91%与48%;在应力控制条件下,相较于TMW与SWT-MC模型,修正模型的RMSE值分别降低了58%与66%。

(3)在应变控制条件下, TMW_{res} 模型预测结果均位于2倍误差带之内,能够有效反映残余应力作用下疲劳寿命的加速衰减特征;在应力控制条件下, TMW_{res} 模型在低应力幅区间具有良好的预测精度,而在高应力幅区间的预测值偏离试验结果,分析认为偏差主要与应变幅-应力幅转换误差及激光增材制造特异性组织有关。

(4)残余应力敏感性分析表明,当残余应力控制在10 MPa以内时,预测结果均位于2倍误差带内。因此,从疲劳寿命与预测精度角度综合考虑,激光增材制造IN718构件的残余应力宜控制在10 MPa以内。

参考文献

- [1] Zhang J, Zhang Q L, Zhuang Y F, et al. Microstructures and cyclic hot corrosion behavior of laser deposited Inconel 718 alloy under different heat treatment conditions[J]. Optics & Laser Technology, 2021, 135: 106659.
- [2] Ju J, Liu S F, Li J J, et al. Microstructural understanding of high-temperature oxidation behaviour of selective laser melted Inconel 718 superalloy in CO₂ atmosphere[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2023, 25: 887-904.
- [3] Murugan P D, Vijayananth S, Natarajan M P, et al. A current state of metal additive manufacturing methods: A review[J]. Materials Today: Proceedings, 2022, 59: 1277-1283.
- [4] 田宗军, 顾冬冬, 沈理达, 等. 激光增材制造技术在航空航天领域的应用与发展[J]. 航空制造技术, 2015, 58(11): 38-42.
- Tian Zongjun, Gu Dongdong, Shen Lida, et al. Application and development of laser additive manufacturing technology in aeronautics and astronautics[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2015, 58(11): 38-42.
- [5] 刘业胜, 韩品连, 胡寿丰, 等. 金属材料激光增材制造技术及在航空发动机上的应用[J]. 航空制造技术, 2014, 57(10): 62-67.
- Liu Yesheng, Han Pinlian, Hu Shoufeng, et al. Development of laser additive manufacturing with metallic materials and its application in aviation engines[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2014, 57(10): 62-67.
- [6] Gu D D, Meiners W, Wissenbach K, et al. Laser additive manufacturing of metallic components: Materials, processes and mechanisms[J]. International Materials Reviews, 2012, 57(3): 133-164.
- [7] Murakami Y. Effects of small defects and nonmetallic inclusions on the fatigue strength of metals[J]. Key Engineering Materials, 1991: 37-42.
- [8] Yamashita Y, Murakami T, Mihara R, et al. Defect analysis and fatigue design basis for Ni-based superalloy 718 manufactured by selective laser melting[J]. International Journal of Fatigue, 2018, 117: 485-495.
- [9] Wu P P, Zhang C G, Yang X, et al. A fatigue-crack growth prediction model considering stress ratio effects based on material properties[J]. Applied Sciences, 2026, 16(1): 547.
- [10] Jones R, Ang A, Peng D R, et al. Modelling crack growth in additively manufactured inconel 718 and inconel 625[J]. Metals, 2023, 13(7): 1300.
- [11] Murakami Y, Ferdous M S, Makabe C. Low cycle fatigue damage and critical crack length affecting loss of fracture ductility[J]. International Journal of Fatigue, 2016, 82: 89-97.
- [12] Raghavendra S, Dallago M, Zanini F, et al. A probabilistic average strain energy density approach to assess the fatigue strength of additively manufactured cellular lattice materials[J]. International Journal of Fatigue, 2023, 172: 107601.
- [13] Yang C X, Zhu K, Liu Y Y, et al. A comparative study of fatigue energy dissipation of additive manufactured and cast AlSi₁₀Mg alloy[J]. Metals, 2021, 11(8): 1274.
- [14] Santeccchia E, Hamouda A M S, Musharavati F, et al. A review on fatigue life prediction methods for metals[J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2016, 2016: 9573524.
- [15] Wu X J. On Tanaka-Mura's fatigue crack nucleation model and validation[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2018, 41(4): 894-899.
- [16] Yi M, Tang W, Zhu Y Q, et al. A holistic review on fatigue properties of additively manufactured metals[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2024, 329: 118425.
- [17] Narayanan A, Mostafavi M, Pirling T, et al. Residual stress in laser clad rail[J]. Tribology International, 2019, 140: 105844.
- [18] Morrow J. Fatigue design handbook[J]. Advances in Engineering, 1968, 32(4): 21-29.
- [19] Smith K N, Topper T, Watson P. A stress-strain function for the fatigue of metals[J]. Journal of Materials, 1970, 5: 767-778.
- [20] Wang Y J, Hu H Y, Yang Y F, et al. Impact of residual stress on high and very high cycle fatigue behaviours of Inconel 718 at room temperature and 650 °C [J]. International Journal of Fatigue, 2025, 200: 109118.
- [21] Sun W B, Ma Y E, Li P Y, et al. Residual stress distribution and its effect on fatigue crack path of laser powder bed fusion Ti₆Al₄V alloy[J]. Aerospace, 2025, 12(2): 103.
- [22] Huang J F, Guo K, Liu X T, et al. Residual stress prediction across dimensions using improved radial basis function based eigenstrain reconstruction[J]. Mechanics of Materials, 2023, 185: 104779.
- [23] Mehmeti A, Bidare P, Imbrogno S, et al. Surface integrity of hybrid CM247LC/Inconel 718 components produced by laser-directed energy deposition[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022, 121(7): 4961-4980.
- [24] Park J, Nelson D. Evaluation of an energy-based approach and a critical plane approach for predicting constant amplitude multiaxial fatigue life[J]. International Journal of Fatigue, 2000, 22(1): 23-39.
- [25] Tian J Y, Xu P, Liu Q B. Effects of stress-induced solid phase transformations on residual stress in laser cladding a Fe-Mn-Si-Cr-Ni alloy coating[J]. Materials & Design, 2020, 193: 108824.
- [26] Nieslony A. A critical analysis of the Mises stress criterion used in frequency domain

fatigue life prediction[J]. *Frattura Ed Integrità Strutturale*, 2016, 10(38): 177–183.

[27] Yuan G J, Zhang X C, Chen B, et al. Low-cycle fatigue life prediction of a polycrystalline nickel-base superalloy using crystal plasticity modelling approach[J]. *Journal of Materials Science & Technology*, 2020, 38: 28–38.

[28] Morita K, Mouri M, Fincato R, et al. Experimental and numerical study of cyclic

stress-strain response and fatigue crack initiation life of mid-carbon steel under constant and multi-step amplitude loading[J]. *Journal of Marine Science and Engineering*, 2022, 10(10): 1535.

[29] Tanaka K, Mura T. A theory of fatigue crack initiation at inclusions[J]. *Metallurgical Transactions A*, 1982, 13(1): 117–123.

[30] Yu X B, Lin X, Tan H, et al.

Microstructure and fatigue crack growth behavior of Inconel 718 superalloy manufactured by laser directed energy deposition[J]. *International Journal of Fatigue*, 2021, 143: 106005.

[31] Yang K, Huang Q, Wang Q Y, et al. Competing crack initiation behaviors of a laser additively manufactured nickel-based superalloy in high and very high cycle fatigue regimes[J]. *International Journal of Fatigue*, 2020, 136: 105580.

Study on Low-Cycle Fatigue Life Prediction Methods for Laser Additive Manufactured IN718 Alloy

YAO Zhehe^{1,2,3}, WANG Fabo^{1,2,3}, XIE Zhiwei^{1,2,3}, YING Jiangjie^{1,2,3}, CHI Yiming^{1,2,3}, SUI Yongfeng⁴,
YU Peijiong⁴, ZHANG Qunli^{1,2,3}, YAO Jianhua^{1,2,3}

(1. Institute of Laser Advanced Manufacturing, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023, China;

2. College of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310023, China;

3. Collaborative Innovation Center of High-end Laser Manufacturing Equipment, Hangzhou 310023, China;

4. Hangzhou Turbine Power Group Co., Ltd., Hangzhou 310015, China)

[ABSTRACT] Laser additive manufactured IN718 alloy components shows great potential for applications in high-end equipment such as aerospace engines; however, the high residual stresses introduced during the manufacturing process result in low-cycle fatigue behavior that differs significantly from that of conventional wrought or cast counterparts, thereby limiting the prediction accuracy of existing fatigue life models. To address this issue, a residual stress corrected Tanaka-Mura-Wu (TMW) fatigue life prediction model is proposed. The equivalent energy approach for mean stress correction is employed to introduce residual stress into the damage driving force expression in the form of equivalent strain energy, resulting in two correction formulations for strain-controlled and stress-controlled conditions. The validity of the modified model was verified using fatigue test data under both loading modes. Kendall's tau coefficient revealed a significant negative correlation between residual tensile stress and specimen fatigue life. Under strain-controlled conditions, all predicted data points of the proposed corrected model fall within the twofold error band, and the root mean squared error (RMSE) value is reduced by 91% and 48% compared with the TMW and the Morrow-modified Manson-Coffin (M-MC) models, respectively. Under stress-controlled conditions, the RMSE value of the proposed corrected model is reduced by 58% and 66% compared with the TMW and the Smith-Watson-Topper modified Manson-Coffin (SWT-MC) models, respectively. These results confirm that incorporating residual stress into the TMW fatigue life model in the form of equivalent strain energy can effectively improve prediction accuracy, providing a theoretical basis for high-precision LCF life prediction and anti-fatigue design of laser additive manufactured Ni-based superalloys.

Keywords: Laser additive manufacturing; Low-cycle fatigue; Fatigue life; Residual stress; IN718

(责编 青燕)

