

DD6 镍基单晶合金气膜孔薄壁平板 高温蠕变性能

艾 兴, 高行山, 温志勋, 刘大顺, 岳珠峰
(西北工业大学 力学与土木建筑学院 工程力学系, 西安 710072)

摘 要: 采用气膜孔薄壁平板试样模拟冷却叶片, 并与无气膜孔薄壁平板试样蠕变试验结果进行对比, 研究了气膜孔对镍基单晶合金冷却叶片模拟试样高温持久断裂寿命的影响. 试验结果表明: 在 950 °C 和 377 MPa 条件下, 无气膜孔薄壁平板试样的高温持久断裂寿命大约是气膜孔薄壁平板试样的 2 倍, 扫描电镜 (SEM) 断口分析可以看出蠕变损伤首先发源于气膜孔周围并在气膜孔边缘开始起裂. 基于晶体塑性理论建立单晶材料蠕变数值计算模型, 将其编入 Abaqus 用户子程序中, 对气膜孔和无气膜孔两种薄壁平板试样进行模拟分析. 模拟结果显示在气膜孔周边存在应力集中和应力重分布, 数值模拟分析结果与试样的断口表面形貌吻合. 为便于工程应用, 将高温持久断裂寿命与十二面体滑移系最大分切应力幅表达成指数关系, 蠕变试验结果表明此式在该应力、温度条件下具有良好的精度.

关 键 词: 蠕变; 气冷涡轮叶片; 镍基单晶合金; 气膜孔; 薄壁平板; 晶体塑性理论
中图分类号: V21; O733 **文献标志码:** A

Creep behavior of thin-walled plate with cooling holes of nickel-based single crystal superalloy DD6 under high temperature

AI Xing, GAO Hang-shan, WEN Zhi-xun,
LIU Da-shun, YUE Zhu-feng

(Department of Engineering Mechanics,
School of Mechanics, Civil Engineering and Architecture,
Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: Thin-walled plate specimens with cooling holes were used to model the air-cooled turbine blades. Specimens without holes were employed for comparison. The effect of cooling holes on the creep life of nickel-based single crystal cooling blades was studied. Experimental results show that at 950 °C, the creep lives of specimens without cooling holes are nearly twice the specimens with cooling holes when the stress is kept as 377 MPa. The scanning electron microscopy (SEM) analysis on the fractured surface reveals that the creep damage stems from the local region around the holes and the ruptures initially occurs at holes edges. Based on the crystal plasticity theory, a creep model for the creep experimental data of single crystal material was developed, and implemented into the Abaqus user subroutine (UMAT) to simulate the plate specimens with and without holes. The results show that

收稿日期:2013-07-01

基金项目:国家自然科学基金(51175424,51210008); 西北工业大学基础研究基金(JC201238,JC201239);
西北工业大学研究生创业种子基金资助(Z2014012)

作者简介:艾兴(1989—),男,湖南株洲人,硕士生,主要从事先进材料力学性能测试与模拟研究.

stress concentration and redistribution occur around the cooling holes, and the form of the fracture surface is consistent well with numerical analysis. For engineering application, the relationship between the creep life and the maximum resolved shear stress amplitude of do-decahedron slip system is expressed by an exponential function. The creep test result shows that the formula has good accuracy under 950°C , 377 MPa .

Key words: creep; air-cooled turbine blades; nickel-based single crystal superalloy; cooling hole; thin-walled plate; crystal plasticity theory

目前,航空发动机叶片对材料的高温综合性能要求越来越高,镍基单晶高温合金具有硬度大、熔点高的特点,因而被广泛应用于航空发动机及其他热端结构上^[1-4].随着航空发动机向高流量比、高推质比和高涡轮进口温度方向发展,在单晶涡轮叶片叶身表面特别是进气边设计密布气膜孔成为提高冷却效率的有效途径^[5-6].然而,气膜孔破坏了叶片结构的几何完整性,导致小孔周围的叶片材料处于应力集中的多轴高应力状态,这些结构上的薄弱部位会对发动机的使用寿命产生很大的影响^[7-8].因此,准确分析镍基单晶合金气膜孔的蠕变力学性能,是研制新一代冷却叶片的基础.

现阶段国内外对于镍基单晶合金冷却叶片的研究大多针对圆棒试件和紧凑拉伸(CT)试件^[9-15].王开国等人^[12]对单晶试棒不同取向 760°C 不同应力条件下的蠕变拉伸性能研究表明:DD6 镍基单晶合金具有明显的拉伸蠕变性能各向异性.卿华等人^[13]对带气膜孔和无气膜孔的 CMSX-4 镍基单晶合金平板试样进行了蠕变性能试验研究与有限元对比计算,结果表明:平板试样的晶体取向和是否开孔对高温持久断裂寿命有明显的影响.YU 等人^[14]用 CMSX-4 镍基单晶合金对带气膜孔的平板试件在 980°C 下的蠕变性能进行了分析.LIU 等人^[15]对带气膜孔的薄壁圆管试件的研究表明,由于气膜孔处的应力重分布,带孔试件的持久断裂寿命长于无气膜孔试件.

本文采用无气膜孔薄壁平板和气膜孔薄壁平板试样对国产第二代镍基单晶合金 DD6 在 950°C 和 377 MPa 条件下的蠕变性能及断裂机理进行了试验研究,通过扫描电镜对试样断口形貌进行了观察和分析,并基于晶体塑性本构进行理论分析.

1 试验材料与方法

1.1 试验材料

DD6 镍基单晶合金材料由北京航空材料研

究院提供,其化学成分(质量百分数)如下:Cr 为 3.8% ,Co 为 8.5% ,W 为 7.0% ,Mo 为 1.5% ,Al 为 5.2% ,Ti 为 0.08% ,Re 为 1.6% ,Ta 为 6.0% ,其余为 Ni.采用定向凝固法制成测试力学性能的单晶试样坯件.试样晶体取向为 $\langle 001 \rangle$.按照标准制度进行热处理.材料抽样试验方法、检测规则和交付方式参照 Q/2B501-90 标准进行,所有毛坯均采用 X 光劳厄背衍射法进行晶向检查,其偏角控制在 10° 以内.

1.2 冷却叶片模拟试样

根据镍基单晶冷却叶片(见图 1(a))结构和工作特点,采用如图 1(b)所示 3 排 14 孔结构模拟镍基单晶合金冷却叶片上气膜孔的排布情况,用等厚度的平板模拟了镍基单晶合金冷却叶片的薄壁特点.模拟蠕变试验温度为 950°C ,名义应力水平为 377 MPa .平板蠕变试样详细尺寸见图 2.试验试样包含气膜孔薄壁平板试样和无气膜孔薄壁平板试样.其中气膜孔的直径为 0.4 mm ,每一排气膜孔之间的距离为 1 mm .同排每个气膜孔之间的距离为 0.48 mm ,壁厚为 2 mm .

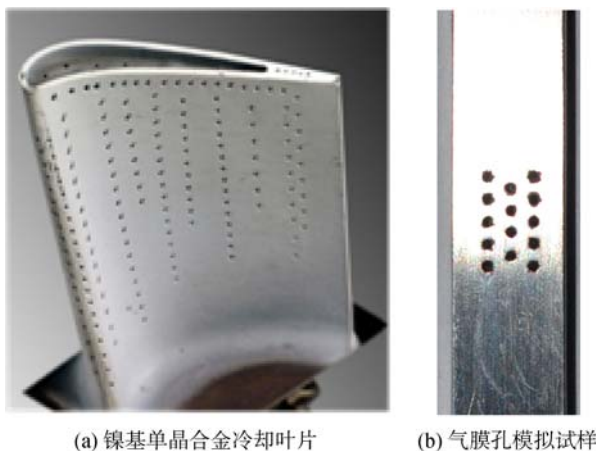


图 1 镍基单晶合金冷却叶片和气膜孔模拟试样

Fig. 1 Nickel-based single crystal superalloy cooling blade and specimen with cooling holes

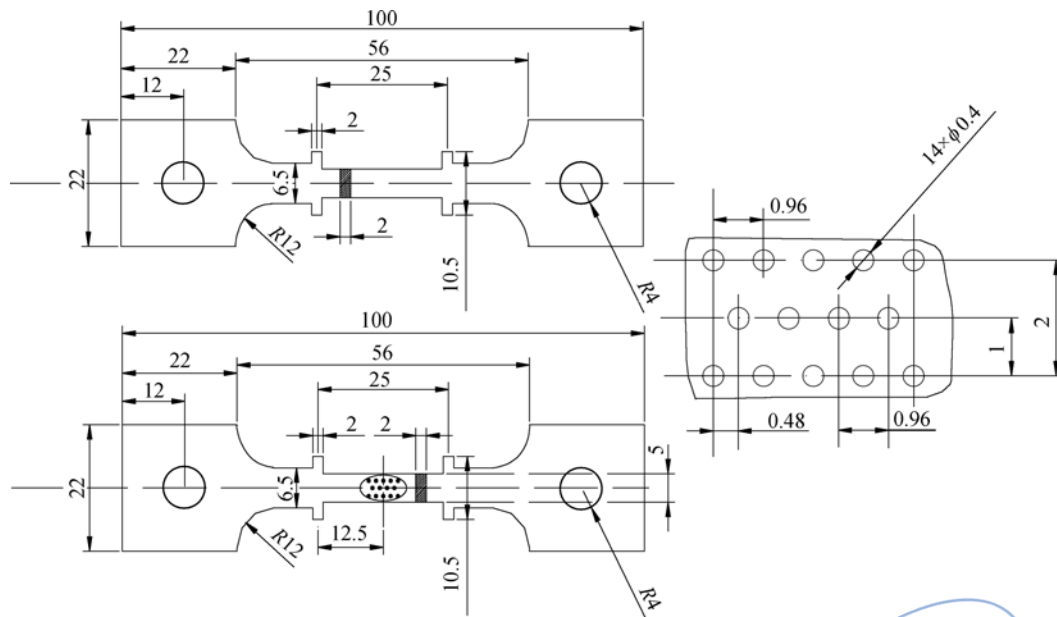


图2 DD6 镍基单晶合金薄壁平板蠕变试样(单位:mm)

Fig. 2 Creep specimen of thin-walled plate of nickel-based single crystal superalloy DD6 (unit:mm)

2 试验结果及分析

由图3可知无气膜孔薄壁平板试样和气膜孔薄壁平板试样的试验结果差距显著.在相同应力水平下气膜孔将大大降低试件的高温持久断裂寿命,高温持久断裂寿命由约100 h缩短到约50 h,最大降低幅度约52%,无气膜孔薄壁平板的高温持久断裂寿命大约是气膜孔薄壁平板高温持久断裂寿命的2倍.由断裂应变变形对比可知,蠕变量也有较大差距,气膜孔薄壁平板试样的最大蠕变量为4.0%,无气膜孔薄壁平板试样的最大蠕变量为34.9%,两者相差将近9倍,可见气膜孔对DD6镍基单晶合金的高温蠕变性能的影响是非常大的.

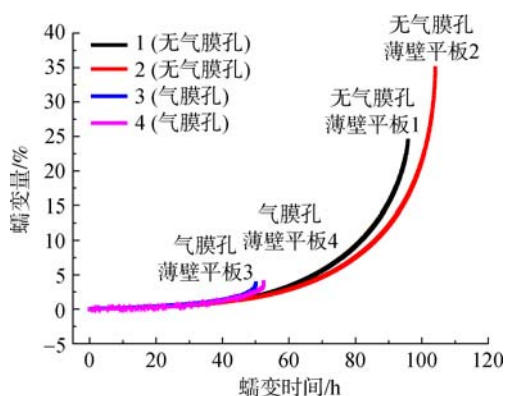


图3 蠕变试验曲线

Fig. 3 Creep test curve

两种试样的蠕变第1阶段均不明显,第2阶

段的蠕变率相差不大.气膜孔薄壁平板试样没有明显的蠕变第3阶段,第2阶段过后蠕变率陡升、迅速断裂.无气膜孔薄壁平板试样的蠕变第2阶段、第3阶段时间较长,蠕变曲线变化陡峭,在第3阶段蠕变率急剧增大,最大蠕变量显著增加,最终断裂应变也较大.

图4为无气膜孔薄壁平板试样的断口图.内部具有部分较浅的韧窝和裂纹,韧窝中心有小孔洞,裂纹由此向周围扩展.断裂面以韧窝断裂为主.

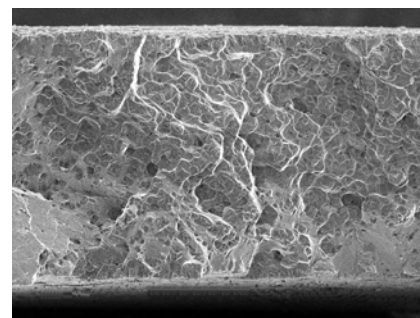


图4 无气膜孔薄壁平板试样的断口图

Fig. 4 Fracture surfaces photos of thin-walled plate specimens without cooling holes

图5为气膜孔薄壁平板试样蠕变断裂宏观图,试验结果显示气膜孔薄壁平板试样裂纹路径沿拉伸方向偏移约45°扩展.图6(a)~图6(d)分别给出气膜孔薄壁平板试样的蠕变宏观和微观断口形貌.整体来看,气膜孔薄壁平板试样断口呈滑



图5 气膜孔薄壁平板试样蠕变断裂宏观图

Fig. 5 Macrograph of creep ruptures of thin-walled plate specimens with cooling holes

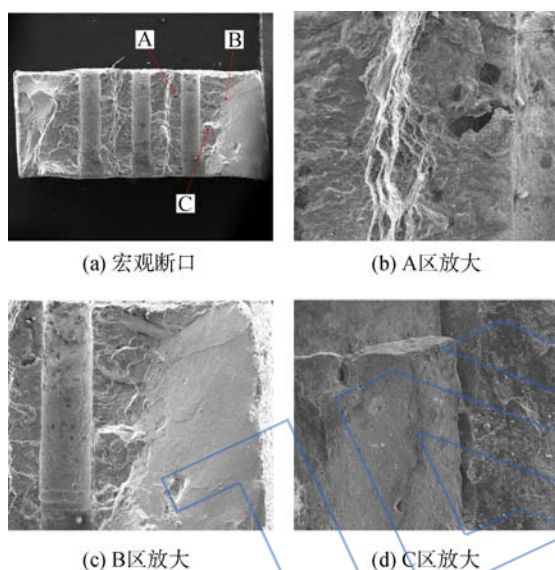


图6 SEM断口表面照片

Fig. 6 SEM photos of fracture surfaces

移面断裂,断口是从内部的气膜孔(中间孔)附近开始起裂,当裂纹扩展至试样边缘,试样被瞬间拉断,见断口低倍形貌图6(a).两孔之间区域产生了撕裂岭,可以看到靠近两孔之间的区域存在一个明显的边界^[16],见图6(b)~图6(d).由此可知在薄壁平板气膜孔周围存在着应力集中,气膜孔蠕变试样从靠近孔外壁区域,也就是高应力区域开始蠕变断裂,当蠕变裂纹延伸到应力较低区域时试样将被撕断.在整个断口上没有发现有明显的韧窝存在.在气膜孔附近区域可以看到有微孔洞,裂纹由孔洞向周围扩展,这些微孔洞可能是在铸造生产过程中产生的一些缺陷,它们为蠕变裂纹的萌生与扩展提供了有利条件,在裂纹的起裂位置即气膜孔附近的区域内,还可观察到有少许的氧化现象,见图6(b),这可能是试样微裂纹形核、扩展的一个原因.当裂纹扩展至试样边缘,试

样被剪断,因此断口呈一定的晶体学平面特征,断面平而亮,且有二次裂纹的产生,见图6(c)和图6(d).

比较图4和图6可知,无气膜孔薄壁平板试样断裂面与气膜孔薄壁平板试样断裂面差异显著,相比于无气膜孔薄壁平板试样的明显韧窝,气膜孔薄壁平板试样断口图无韧窝,这从微观机理上说明气膜孔的局部失效是引起试样快速断裂的原因.韩梅等人^[17]认为<001>取向的单晶合金,韧窝的尺寸增大与应力的降低有关.推断可能是由于应力集中在孔周边产生高应力,裂纹萌生时内部不出现微孔.

晶体的蠕变断裂来源于晶体内部大量的位错、滑移.伴随着应力集中,多个气膜孔之间的应力场不断增大,且交互作用,在气膜孔薄壁平板试样孔周围形成的高应力区域,高应力集中导致气膜孔薄壁平板试样裂尖处的原子键破坏速度远快于无气膜孔试样.在高温下热激活作用加强,气膜孔附近区域晶体内部大量的位错开始形成,晶体畸变加速,基体和颗粒分离产生裂纹.随着能量的聚集,裂纹迅速扩展,滑移系开动,在较高的临界切应力作用下位错在滑移面上滑移、攀移和增大,晶体沿滑移面向低应力区域快速断裂.就 γ' 相形态演化角度而言, γ' 相的应力强化导致 γ 通道中位错产生的剪切是蠕变率增加的原因之一^[18].这和气膜孔薄壁平板试样第3阶段蠕变率陡升结果吻合.孔的存在破坏了试样的几何连续性,导致应力、变形、损伤在孔周围的集中,使孔周边过早地屈服,造成气膜孔薄壁平板试样高温持久寿命缩短,在快速断裂阶段蠕变率陡升、变形小的特点.

3 理论分析

3.1 蠕变损伤本构

采用晶体塑性蠕变损伤本构理论,得到滑移系的蠕变参数方程如下^[19]:

$$\dot{\gamma}^{(\alpha)} = \dot{\gamma}_0^{(\alpha)} \left[\frac{\tau^{(\alpha)}}{1 - \omega^{(\alpha)}} \right]^n e^{S^{(\alpha)}} \quad (1)$$

$$\dot{\omega}^{(\alpha)} = \dot{\omega}_0 \left| \dot{\gamma}^{(\alpha)} \right|^m \quad (2)$$

$$\dot{S}^{(\alpha)} = C \left| \dot{\gamma}^{(\alpha)} \right|^p$$

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \sum_{\alpha=1}^N \dot{\gamma}^{(\alpha)} P^{(\alpha)} \quad (3)$$

其中 $\dot{\gamma}_0^{(\alpha)}$ 为初始蠕变率, $\tau^{(\alpha)}$ 为分切应力, $P^{(\alpha)}$ 为取向因子, $\dot{\epsilon}_{ij}$ 为宏观应变率, n 是一个与温度相关的材料参数, α 代表所开动的滑移系, N 为滑移系总

数, $\dot{\omega}_0^{(\omega)}$ 是初始损伤率, m 是一个跟温度相关的材料参数, C 和 p 为模型参数. ω 代表孔洞损伤, S 代表材质劣化, $D_s = \left[\frac{S}{1+S} \right]^r$ 可以反映材质劣化程度, 本文 r 取 1. 总的损伤 D 可以表示为 $D = D_s + \omega$, 当 D 达到 1 时将发生蠕变断裂. 通过标准试样试验测试, 弹性模量为 91.83 GPa, 泊松比为 0.386 和切变模量为 97.21 GPa, 其他模型参数如表 1 所示.

表 1 蠕变损伤模型参数

Table 1 Creep damage model parameters

$\dot{\gamma}_0^{(\omega)} / 10^{-9}$	n	$\dot{\omega}_0$	m	C	p
4	6.06	40	1.01	50	0.98

将上述蠕变损伤本构由用户子程序 UMAT 导入软件 Abaqus 中, 假设开动的滑移系为十二面体, 且所有滑移系服从相同的硬化规律. 为简化运算, 根据对称性气膜孔薄壁平板试样和无气膜孔薄壁平板试样均采用 1/4 模型建模, 如图 7 所示.

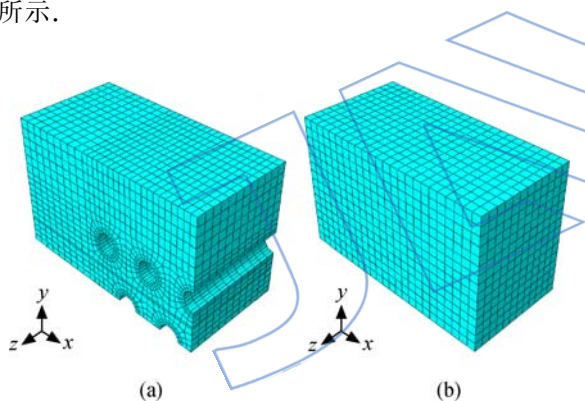


图 7 1/4 有限元模型

Fig. 7 1/4 finite element model

图 7(a) 共划分了 8124 个 C3D8 块体单元, 图 7(b) 共划分了 4054 个 C3D8 块体单元, 设置 3 个晶体取向 $\langle 001 \rangle \langle 010 \rangle$ 和 $\langle 100 \rangle$ 分别与参考坐标系 x , y 和 z 轴相一致. 在图 7(a) 模型边界上施加轴对称条件: $x=0$, 位移 $u_x=0$; $x=l$, 加载应力 $\sigma_x=316.68$ MPa. 控制加载应力, 使得垂直于加载方向最小截面上的平均应力为 377 MPa. 图 7(b) 模型边界上施加轴对称条件: $x=0$, $u_x=0$; $x=l$, $\sigma_x=377$ MPa.

3.2 结果对照

3.2.1 应变分布

图 8 给出了计算终止时气膜孔 1/4 模型最大

主应变分布, 计算终止时非同排气膜孔连线区域的蠕变应变大于同排气膜孔之间区域的蠕变应变. 在气膜孔的局部区域产生蠕变应变集中, 远离气膜孔区域的应变较小, 这使得试样部分区域应变变大, 但总体而言由于气膜孔的存在使得试样快速断裂, 使气膜孔薄壁平板试样的蠕变断裂应变要远小于无气膜孔薄壁平板试样, 与试验结果一致.

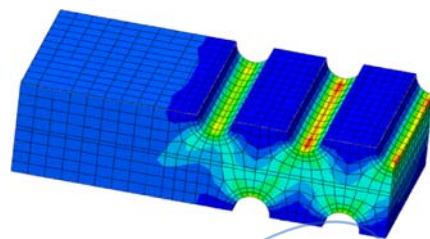


图 8 计算终止时气膜孔 1/4 模型最大主应变分布
Fig. 8 Maximum principle strain distribution of 1/4 model with cooling holes at end of calculation

3.2.2 分切应力分布

图 9 给出了 1/4 模型自由表面滑移系最大分切应力分布, 由图可知由于气膜孔的存在, 最大分切应力集中分布在气膜孔边缘. 分切应力较大区域在气膜孔周边呈蝴蝶形放射状分布, 非蝴蝶形状区域分切应力值较小, 表明在气膜孔周边明显存在应力集中, 可以看到在气膜孔壁边缘存在明显的应力集中和较大的应力梯度, 结果显示存在变形、损伤和失效的局部化. 仔细观察气膜孔的分切应力结构可以发现, 自气膜孔内壁边缘开始, 应力集中区域形成了清晰地沿着特定矢量方向前进的局部带状条纹. 应力梯度相差巨大, 最大分切应力最大值和最小值差距明显. 气膜孔薄壁平板试

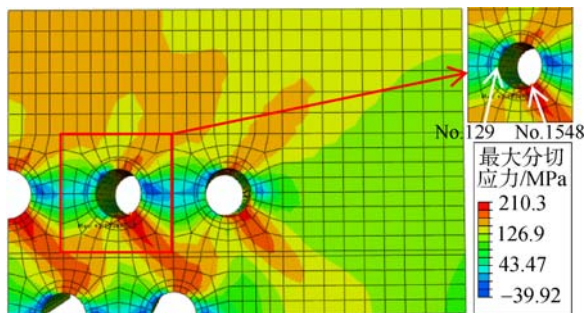


图 9 1/4 模型自由表面滑移系最大分切应力分布
Fig. 9 Distribution of the maximum resolved shear stress of 1/4 model's free-surface slip system

样最大分切应力分布中滑移带矢量方向与加载方向约成 45° 夹角分布. 滑移系分切应力是判断滑移系开动与否和滑移程度的量值, 在晶体滑移理论中作为滑移变形的应力量度. 模拟结果表明, 在外载作用下试样沿偏移加载方向约 45° 起裂的可能性大于其他区域.

比较图 9 中气膜孔模型分切应力最大的节点 1548 和气膜孔边缘节点 129 分切应力随蠕变变形的变化, 如图 10 中 *a* 和 *b* 曲线所示, 可知节点 129 的应力是随蠕变时间不断增加的, 而节点 1548 表现出应力松弛的现象. 这说明气膜孔薄壁平板试样在蠕变过程中存在应力重分布. 图 10 中 *c* 曲线为无气膜孔薄壁平板试样任意一节点的分切应力变化曲线, 比较图 10 中 *a* 和 *c* 曲线可知, 气膜孔薄壁平板试样虽然有应力松弛现象, 但其最大分切应力始终大于无气膜孔薄壁平板试样, 根据晶体滑移理论在较高分切应力作用下, 气膜孔薄壁平板试样滑移系开动速度和滑移程度远大于无气膜孔薄壁平板试样, 这和气膜孔薄壁平板试样高温持久断裂寿命低于无气膜孔薄壁平板试样的试验结果一致. 根据数值模拟可知, 随着蠕变时间的推移, 气膜孔薄壁平板试样分切应力最大值的位置未发生改变.

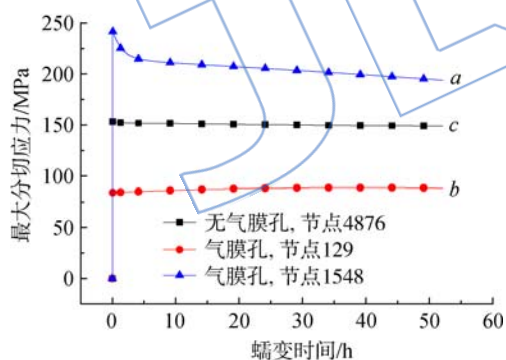


图 10 相同计算时间段气膜孔薄壁平板试样节点 1548, 129 与无气膜孔薄壁平板试样节点 4876 的最大分切应力变化

Fig. 10 Variation of maximum resolved shear stresses of nodes 1548, 129 of thin-walled plate specimens with cooling holes and node 4876 of thin-walled plate specimen without cooling hole during same period of calculation

3.2.3 蠕变损伤演化

由分析可知无气膜孔薄壁平板试样受单轴应力作用, 而气膜孔薄壁平板试样由于孔的存在使孔附近受复杂应力作用. 由图 11 气膜孔节点

1365 和无气膜孔薄壁平板试样的蠕变总损伤曲线可知单轴应力状态下节点上的蠕变总损伤变化规律与复杂应力状态下情况大不相同. 在蠕变持久过程中, 气膜孔薄壁平板试样蠕变总损伤始终大于无气膜孔薄壁平板试样的蠕变总损伤, 气膜孔薄壁平板试样虽然存在应力的重分布, 使得最大应力有一定的下降, 导致蠕变率降低, 但由于其应力值始终高于无气膜孔薄壁平板试样, 使得气膜孔薄壁平板试样的蠕变率仍要远大于无气膜孔薄壁平板试样蠕变率, 蠕变总损伤值很快达到 1 从而失效, 这和试验结果一致.

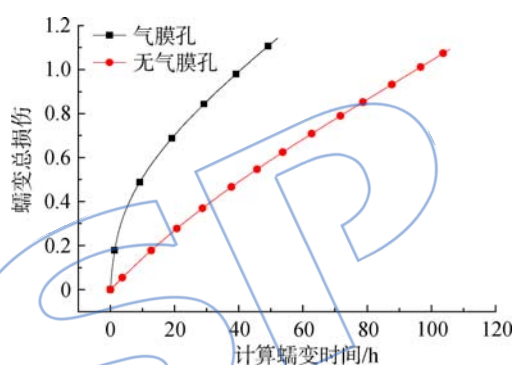


图 11 气膜孔与无气膜孔薄壁平板试样蠕变总损伤
Fig. 11 Total creep damage of thin-walled plate specimens with and without cooling holes

结合式(1)~式(3), 孔洞损伤和材质劣化均与蠕变率呈指数关系, 蠕变总损伤增大直接导致蠕变率增大, 符合试验过程中两者蠕变率趋势.

由图 12 模型蠕变总损伤分布图可知, 计算终止时气膜孔周围区域与远离气膜孔区域的损伤差别很大, 远离孔区域和同排孔外之间区域损伤几乎为零, 而孔壁由于应力集中, 各滑移系的蠕变总损伤达到最大值, 说明模拟试样从气膜孔壁边缘也就是应力较高的区域开始断裂.

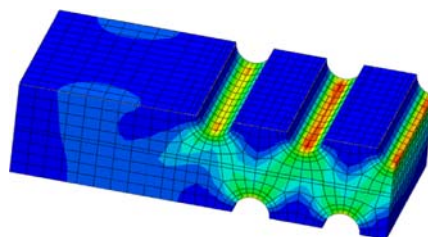


图 12 计算终止时气膜孔 1/4 模型蠕变总损伤分布
Fig. 12 Total creep damage distribution of 1/4 model with cooling holes at end of calculation

4 讨论

图13为气膜孔蠕变损伤演化过程显示,在蠕变初始阶段,模型损伤几乎为零,随着蠕变的进行,蠕变损伤首先发源于气膜孔垂直于加载方向最大半径的边缘,然后进一步扩展至非同排孔连线区域,可以清楚地看出最易损伤的区域集中在孔边缘,同时裂纹开裂方向沿非同排气膜孔直径连线扩展,最后扩展到远离孔区域成滑移开裂损伤,这符合图6中SEM断口表面照片所体现出来的微观机理.结合图5可知蠕变试验结果与数值模型在蠕变的过程中应力不断进行重分布,且在应力较高区即气膜孔边缘开始断裂并沿应力梯度较低方向扩展的数值分析较吻合,验证了数值模拟分析趋势的正确性.

目前提出的高温持久断裂寿命模型都是针对单向应力状态,难以用于复杂应力状态下实际结构的高温持久断裂寿命的计算,基于滑移理论和蠕变持久的一般规律,结合高温持久断裂寿命计

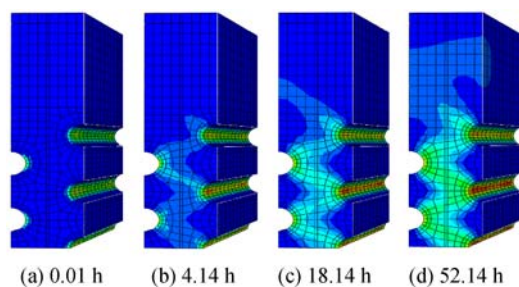


图13 气膜孔蠕变损伤演化

Fig. 13 Development of creep damage of cooling holes

算的工程方法^[4],提出以下计算公式:

$$t_c = A \Delta \tau_{\text{oct2}, \max}^{n_c} \quad (4)$$

式中 t_c 为高温持久断裂寿命; $\Delta \tau_{\text{oct2}, \max}$ 为初始阶段十二面体滑移系的最大分切应力幅; A, n_c 为模型参数, $A = 2.2762 \times 10^5$, $n_c = -1.527$.

对比数据可知该计算公式能用于工程计算该条件下薄壁平板的高温持久断裂寿命,如表2所示.

表2 两种应力状态下高温持久断裂寿命
Table 2 Creep life under two kinds of stress states

应力状态	$\Delta \tau_{\text{oct2}, \max} / \text{MPa}$	t_c / h	高温持久断裂寿命值/h
无气膜孔	153	105	104(无气膜孔薄壁平板2)/96(无气膜孔薄壁平板1)
气膜孔	242	52	50(气膜孔薄壁平板3)/52(气膜孔薄壁平板4)

5 结论

本文在 950°C 和 377MPa 的状态下对薄壁平板试样进行蠕变试验,在蠕变试验的基础上进行数值模拟分析,参照扫描电镜断口形貌,得到的相应结论如下:

1) 在相同的条件下,气膜孔的存在大大降低了试样的蠕变性能,无气膜孔薄壁平板试样高温持久断裂寿命明显长于气膜孔薄壁平板试样高温持久断裂寿命,前者的高温持久断裂寿命大约是后者的2倍,且前者蠕变断裂应变远大于后者.

2) 对气膜孔和无气膜孔薄壁平板试样的蠕变分析表明,气膜孔的存在破坏了试样的几何连续性,导致应力、变形、损伤在气膜孔周围的集中,虽然在这个过程中有重分布现象,但其蠕变率和蠕变总损伤始终远大于无气膜孔薄壁平板试样,使得气膜孔薄壁平板试样的变形和高温持久断裂寿命远低于无气膜孔薄壁平板试样.

3) 气膜孔薄壁平板试样的微观和宏观断口

形貌表明,气膜孔薄壁平板试样从孔内壁应力高的区域开始起裂,裂纹路径沿拉伸方向偏移约 45° 扩展,应力低的区域呈滑移面断裂.这也从微观上验证了蠕变损伤本构模型分析的正确性.

4) 本文采用的蠕变损伤本构模型,能在一定程度上分析气膜孔薄壁平板试样应力应变分布情况.将高温持久断裂寿命与十二面体滑移系最大分切应力幅表达成指数关系,蠕变试验结果表明此式在该应力、温度条件下具有良好的预测精度.

参考文献:

- [1] Scholz A, Schmide A, Walther H C, et al. Experiences in the determination of TMF, LCF and creep life of CMSX-4 in four-point bending experiment[J]. International Journal of Fatigue, 2008, 30(2): 357-362.
- [2] LI Jiarong, ZHONG Zhenggang, TANG Dingzhong, et al. A low cost second generation single crystal superalloy DD6 [C]// Proceedings of 9th International Symposium of Superalloy. Pennsylvania: [s. n.], 2000: 777-783.
- [3] YUE Zhufeng, LU Zhenzhou, ZHENG Changqing, et al. Life study of nickel-based single crystal turbine blades: vis-

- coplastic crystallographic constitutive behavior[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 1996, 24(2): 139-145.
- [4] 岳珠峰, 于庆民, 温志勋, 等. 镍基单晶涡轮叶片结构强度设计[M]. 北京: 科学出版社, 2008.
- [5] Lakehal D, Theodoridis G S, Rodi W. Three-dimensional flow and heat transfer calculations of film cooling at the leading edge of a symmetrical turbine blade model[J]. International Journal of Heat and Fluid Flow, 2001, 22(2): 113-122.
- [6] Kim Y J, Kim S M. Influence of shaped injection holes on turbine blade leading edge film cooling[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2004, 47(2): 245-256.
- [7] Mazura Z, Luna-Ramírez A, Juárez-Islas J A, et al. Failure analysis of a gas turbine blade made of Inconel 738 Lc alloy[J]. Engineering Failure Analysis, 2005, 12(3): 474-486.
- [8] Kupkovits R A, Neu R W. Thermomechanical fatigue of a directionally-solidified Ni-based superalloy: smooth and cylindrically-notched specimens[J]. International Journal of Fatigue, 2010, 32(8): 1330-1342.
- [9] HOU Naixian, WEN Zhixun, YUE Zhufeng. Creep behavior of single crystal superalloy specimen under temperature gradient condition[J]. Materials Science and Engineering: A, 2009, 510/511: 42-45.
- [10] Manonukul A, Dunne F P E, Knowles D, et al. Multiaxial creep and cyclic plasticity in nickel-based superalloy C263[J]. International Journal of Plasticity, 2005, 21(1): 1-20.
- [11] Lukáš P, Preclík P, Čadež J. Notch effects on creep behaviour of CMSX-4 superalloy single crystals[J]. Materials Science and Engineering: A, 2001, 298(1/2): 84-89.
- [12] 王开国, 李嘉荣, 刘世忠, 等. DD6 单晶高温合金 760℃蠕变性能研究[J]. 材料科学与工程学报, 2004, 22(5): 7-11.
- WANG Kaiguo, LI Jiarong, LIU Shizhong, et al. Study on creep properties of single crystal superalloy DD6 at 760℃[J]. Journal of Materials Engineering, 2004, 22(5): 7-11. (in Chinese)
- [13] 卿华, 江和甫, 温卫东, 等. 镍基单晶合金气冷叶片模拟试样的蠕变性能研究[J]. 航空动力学报, 2007, 22(5): 773-778.
- QING Hua, JIANG Hefu, WEN Weidong, et al. Study on the creep behavior of model specimens of nickel-based single crystal air-cooled blades[J]. Journal of Aerospace Power, 2007, 22(5): 773-778. (in Chinese)
- [14] YU Qingmin, YUE Zhufeng, WEN Zhixun. Creep damage evolution in a modeling specimen of nickel-based single crystal superalloys air-cooled blades[J]. Materials Science and Engineering: A, 2008, 477(1/2): 319-327.
- [15] LIU Dashun, WANG Baizhi, WEN Zhixun, et al. The effects of cooling holes on the creep life in a modeling specimen of single crystal air-cooled turbine blade[C]// Advanced Materials Research. [S. l.], Switzerland: Trans Tech Publications, 2011: 1678-1683.
- [16] 赵明汉, 张继, 冯继, 等. 高温合金断口分析图谱[M]. 北京: 冶金工业出版社, 2006.
- [17] 韩梅, 骆宇时. DD3 单晶高温合金的高温蠕变断裂行为[J]. 失效分析与预防, 2008, 3(3): 28-31.
- HAN Mei, LUO Yushi. Creep rupture behavior of DD3 single crystal superalloy at elevated temperatures[J]. Failure Analysis and Prevention, 2008, 3(3): 28-31. (in Chinese)
- [18] Ivaylo N, Stefanie R, Gunther E. Constitutive modeling of the anisotropic creep behaviour of nickel-based single crystal superalloys[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2009, 51(4): 305-313.
- [19] WEN Zhixun, HOU Naixian, YUE Zhufeng. Creep behaviors of nickel-based single crystal superalloys compact tension specimen at high temperature[C]// Advanced Materials Research. [S. l.], Switzerland: Trans Tech Publications, 2011: 1322-1326.