

文章编号: 1000-8055(2007)05-0773-06

# 镍基单晶合金气冷叶片模拟试样的蠕变性能研究

卿 华<sup>1,2</sup>, 江和甫<sup>2</sup>, 温卫东<sup>1</sup>, 吴长波<sup>2</sup>, 孙景国<sup>2</sup>

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016;

2. 中国燃气涡轮研究院 强度研究室, 成都 610500)

**摘 要:** 对带孔和不带孔的某第二代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. 高温蠕变试验表明, 平板试样的晶体取向和是否开孔对蠕变寿命有明显的影响. 气膜孔导致蠕变寿命的降低, 对[001]取向的影响大于[111]取向. 在高温低应力条件下, [001]取向的蠕变性能要优于[111]取向. 有限元分析结果表明, 气膜孔改变了试样中的应力分布, 在孔附近产生了高应力, 导致模拟试验蠕变寿命的降低. 有限元计算蠕变持久寿命与试验结果吻合, 说明采用基于分切应力的蠕变持久寿命计算模型是合理的.

**关 键 词:** 航空、航天推进系统; 镍基单晶; 气冷叶片; 蠕变; 寿命

中图分类号: V231.95

文献标识码: A

## Study on the creep behavior of model specimens of nickel-based single crystal air-cooled blades

QING Hua<sup>1,2</sup>, JIANG He-fu<sup>2</sup>, WEN Wei-dong<sup>1</sup>,  
WU Chang-bo<sup>2</sup>, SUN Jing-guo<sup>2</sup>

(1. College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Department of Strength,

Gas Turbine Establishment of China, Chengdu 610500, China)

**Abstract:** Plate specimens were used to model turbine blades with cooling holes. Experimental and numerical study on the creep behavior of a second generation nickel-based single crystal alloy has been performed with these model specimens. The results of creep test at high temperature show that crystallographic orientations and cooling holes have noticeable influence on the creep life. Compared with that of the specimen without cooling holes, the creep life of specimen with cooling holes is lower for both [001] and [111] orientations. The cooling holes have larger influence on the creep life of [001] orientation than that of [111] orientation. The creep behavior under high temperature and low stress conditions of [001] orientation is better than that of [111] orientation. The finite element analysis (FEA) results reveal that the cooling holes change the stress distribution in the specimen and cause stress concentration near the holes, which results in the decrease of creep life. As the creep life obtained from FEA is accordant to the experimental result, it is reasonable to calculate the creep life using the simulation model based on the resolved slip stress.

收稿日期: 2006-04-14; 修订日期: 2006-08-10

作者简介: 卿华(1969), 男, 四川广汉人, 南京航空航天大学博士生, 中国燃气涡轮研究院高级工程师, 主要从事发动机强度寿命研究.

**Key words:** aerospace propulsion system; nickel based single crystal; air-cooled blade; creep; life

为了满足现代航空发动机对高推重比和可靠性的追求, 涡轮进口温度逐步提高. 为此, 高性能的镍基单晶气冷涡轮叶片研制一直是近几十年国内、外高性能航空发动机发展的核心技术之一. 在航空发达国家, 镍基单晶气冷涡轮叶片已广泛地应用于航空航天发动机, 在地面燃气发动机上也开始得到应用; 在国内, 由于镍基单晶材料研制和无余量精铸技术的进步, 镍基单晶气冷涡轮叶片的研制也已取得重大进展, 逐步进入工程适用阶段. 镍基单晶气冷涡轮叶片强度和寿命预测技术, 是涡轮叶片结构设计的基础, 也是保证涡轮叶片强度寿命可靠性的重要手段. 但由于涡轮叶片的工作环境非常复杂, 单晶材料本身力学性能的各向异性, 以及气冷涡轮叶片各类冷却孔的存在, 使得气冷单晶涡轮叶片不仅结构复杂, 其强度寿命预测技术也历来是航空发动机结构强度设计技术的难点, 受到国内外专家的重视 (如 HOST 计划和 APTD 等都包含了相关的研究内容).

对镍基单晶合金而言, 迄今对高温状态下的力学性能、本构描述已作了相当的研究<sup>[1-4]</sup>. 文献 [5] 综合考虑了发动机单晶叶片的工作状态和环境, 提出了一个寿命模型, 该模型考虑了蠕变、等温疲劳和热机械疲劳. 但上述研究都是基于圆棒试样试验结果基础上得到的. 根据镍基气冷单晶涡轮叶片结构和工作特点, 通过模拟试验, 开展其强度设计技术理论和试验研究, 是更加合理和有效的研究镍基气冷单晶涡轮叶片强度设计技术的方式<sup>[6]</sup>.

本文通过带孔和不带孔的镍基单晶平板试样蠕变试验, 研究镍基气冷单晶涡轮叶片叶身气膜孔对蠕变行为的影响. 为了配合对带孔和不带孔的镍基单晶合金平板试样蠕变性能研究, 本文还进行了有限元计算分析.

1 蠕变试验

由于镍基单晶气冷涡轮叶片一般为无余量精确铸造的, 其叶身部分可以看成具有复杂型腔和气膜冷却孔等结构特点的薄壁结构. 在镍基气冷单晶涡轮叶片模拟试验件设计及载荷施加过程中, 考虑了发动机涡轮叶片的结构特点及其工作环境, 用等厚度的薄板模拟了气冷单晶涡轮叶片的薄壁特点; 通过在试验件上开的三排小孔, 模拟

某气冷单晶涡轮叶片前缘的三排气膜孔. 本文研究所用的材料全部为 CMSX-4. 由于本文研究所用的平板试验是通过切割得到的, 和实际叶片的无余量精铸薄壁间存在一定的差异, 因此本文试验结果仅供设计参考. 蠕变试验的温度为 980 ℃, 应力水平为名义应力.

1.1 不带孔平板

试样示于图 1. 表 1 给出的试验结果, 图 2 给出了蠕变曲线.

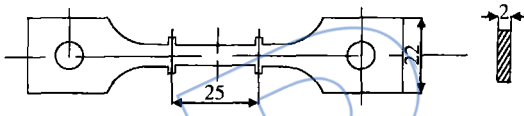


图 1 不带孔平板蠕变试样示意图  
Fig. 1 Sketch map of modeling specimen without cooling holes

表 1 不带孔平板蠕变试样试验结果  
Table 1 Creep experiment results of plate specimens without cooling holes

| 试验编号    | 取向    | 应力水平/MPa | 蠕变断裂时间/h |
|---------|-------|----------|----------|
| 14-1A-2 | [001] | 400      | 41.7     |
| 14-1A-1 |       | 500      | 1.2      |
| 14-4B-2 | [111] | 400      | 28.3     |
| 14-4B-1 |       | 500      | 2.9      |

从图 2 中可以看出, 对于两种取向的平板试样, 都有明显的稳态蠕变阶段. 在较低的应力水平 (400 MPa) 下, 蠕变应变-时间曲线都有较明显的蠕变第三阶段, 其中 [001] 取向的第三阶段占蠕变寿命的一半. 在高应力水平 (500 MPa) 下, 两种取向的第三阶段均不明显. 在相同的应力水平下, 应力较低时, [001] 取向的寿命要比 [111] 取向长, 而应力水平高时则相反. 由于应力水平的变化, 蠕变持久寿命则有显著的变化, 表明在高温低应力下 [001] 取向的蠕变持久性能要优于 [111] 取向. [001] 取向的蠕变持久寿命, 400 MPa 时要比 500 MPa 高近 34 倍, 而 [111] 取向则有近 9 倍. 试验结果表明晶体取向和应力水平对蠕变持久寿命有显著的影响.

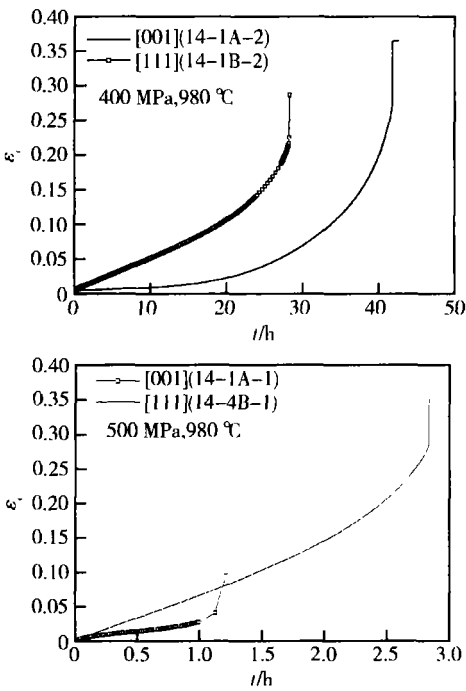


图 2 不带孔平板蠕变应变- 时间曲线  
Fig. 2 Development of creep strain with time for specimens without cooling holes

1.2 带孔平板

试样示于图 3, 其中气膜孔的直径为 0.5 mm, 每一排气膜孔之间的距离为 1 mm. 表 2 给出的试验结果, 图 4 给出了蠕变曲线.

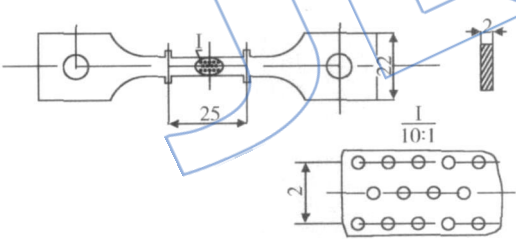


图 3 带孔平板蠕变试样示意图  
Fig. 3 Sketch map of modeling specimen with cooling holes

表 2 带孔平板蠕变试样试验结果  
Table 2 Creep experiment results of plate specimens with cooling holes

| 试验编号    | 取向    | 应力水平/ MPa | 蠕变断裂时间/ h |
|---------|-------|-----------|-----------|
| 14-1A-4 | [001] | 350       | 19        |
| 14-1A-3 |       | 400       | 3.0       |
| 14-4B-4 | [111] | 350       | 9.2       |
| 14-4B-3 |       | 400       | 3.7       |

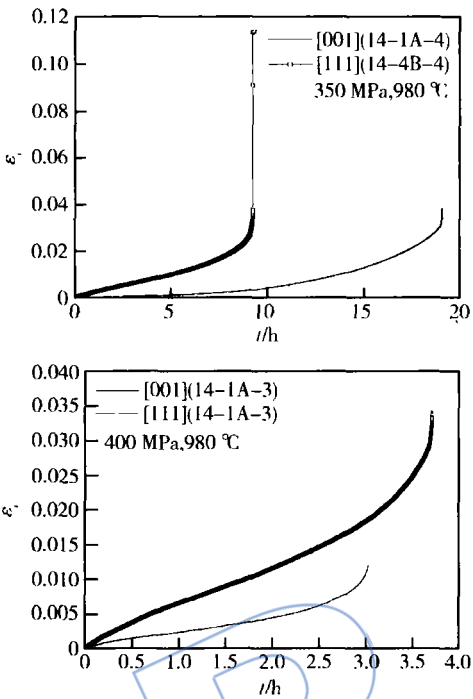


图 4 带孔平板蠕变应变- 时间曲线  
Fig. 4 Development of creep strain with time for specimens with cooling holes

从图 4 中可以看出, 在两种取向的试验中, [111]取向的蠕变应变率大于[001]取向. 两种取向都有明显的稳态蠕变阶段, 第三阶段时间比较短, 而后迅速断裂. [001]取向的蠕变持久寿命在低应力水平下大于[111]取向, 而在高应力水平下则比[111]取向小, 这表明在高温低应力下[001]取向的蠕变持久性能要优于[111]取向, 这与不带孔平板的结果是一致的.

比较图 2(a)和图 4(b)可以看出, 在相同的条件下, 带气膜孔的平板试样的蠕变断裂应变要远小于不带孔平板, [001]取向尤为明显, 试样 14-1A-2 的蠕变曲线具有明显的第三阶段, 而试样 14-1A-3 则从稳态阶段迅速断裂. 同时, 带孔平板的寿命与不带孔平板相比, [001]取向降低了 12.9 倍, [111]取向降低了 6.6 倍. 对于不带孔平板, [001]取向的寿命要大于[111]取向; 对于带孔平板, [001]取向的寿命小于[111]取向. 由此看出气膜孔对[001]取向的影响要大于[111]取向. 因为气膜孔的存在导致了应力集中, 使得蠕变应变集中在气膜孔周围的局部区域, 从而导致了整个试样的蠕变断裂应变和寿命均降低.

2 有限元分析

为了模拟试样在稳态蠕变阶段的响应, 本文

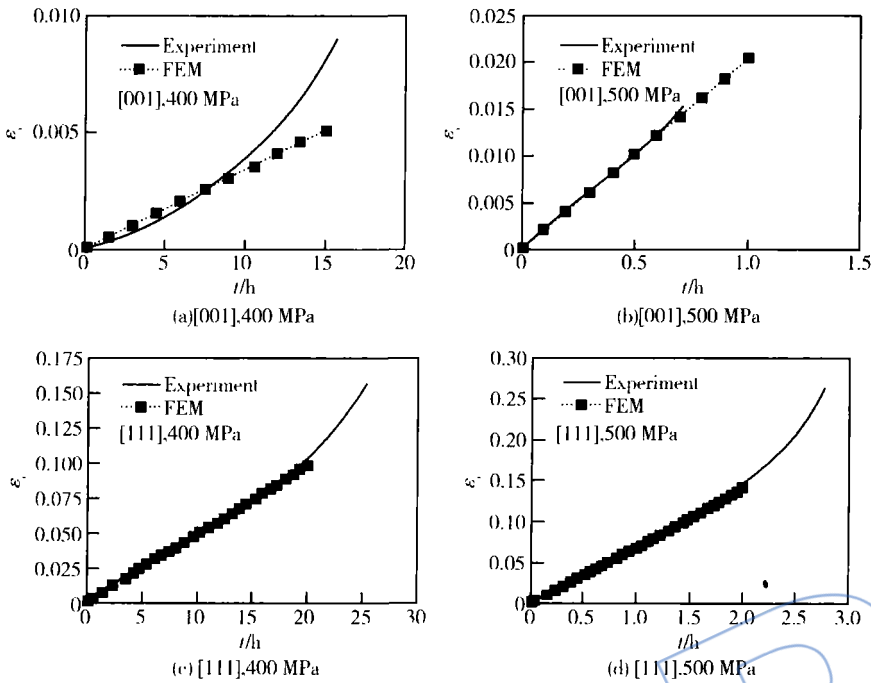


图 5 有限元计算结果和试验结果的比较

Fig. 5 Comparison between the numerical and experimental results

计算采用如下的蠕变本构关系

$$\dot{\gamma}^{(a)} = A(\tau^{(a)})^n \tag{1}$$

式中  $\dot{\gamma}^{(a)}$  和  $\tau^{(a)}$  分别为滑移系蠕变分切应变率和分切应力,  $A$  和  $n$  为蠕变模型参数, 滑移系分切应力

$$\tau^{(a)} = \sigma : \mathbf{P}^{(a)} \tag{2}$$

其中  $\sigma$  为应力张量,  $\mathbf{P}^{(a)}$  为取向因子(详见参考文献[7]). 滑移系最大分切应力定义为

$$\tau_{\max} = \max\{|\tau^{(a)}|\} \tag{3}$$

以上模型已写入通用有限元软件 MARC 的子程序 CRPLAW<sup>[8]</sup>.

试验证明, [001] 取向为十二面体滑移系(oct2, [111] < 112> 滑移系族)开动, [111] 取向为六面体滑移(cub, [100] < 110> 滑移系族)系开动, [011] 取向为六面体和十二面体滑移系同时开动<sup>[1]</sup>. 因此可以采用[001] 和[111] 取向的蠕变试验结果拟合十二面体和六面体滑移系的蠕变参数. 根据不带孔平板的蠕变试验结果拟合了十二面体和六面体滑移系的蠕变参数

$$A_{\text{oct2}} = 3\,6454 \times 10^{-46}, \quad n_{\text{oct2}} = 18\,324$$

$$A_{\text{cub}} = 2\,7465 \times 10^{-30}, \quad n_{\text{oct2}} = 11\,903$$

采用以上蠕变参数进行有限元计算的结果和试验结果的比较见图 5. 由于本文中采用的蠕变本构方程主要反映了稳态蠕变阶段, 从图中可以看出, 有限元计算结果与蠕变试验第二阶段的结果相吻合.

根据图 3 所示的带气膜孔试样建立三维有限元模型(图 6), 在试样底部施加固定约束, 上部施加沿  $y$  向的拉应力. 试样编号和应力水平与表 2 中试验保持一致.

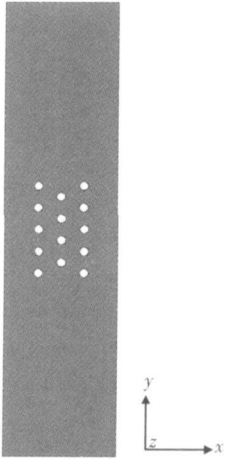


图 6 有限元模型

Fig. 6 Finite element model

如图 7 所示是试样 14-1A-3 的部分有限元结果. 从图 7(a)中可以看到, 由于气膜孔的存在, 在气膜孔附近区域产生了应力集中, 使得最大等效应力位于气膜孔处, 方向垂直于加载方向. 这说明气膜孔改变了试样中的应力分布, 在孔附近产生了高应力, 导致试样蠕变寿命的降低. 相应地, 蠕

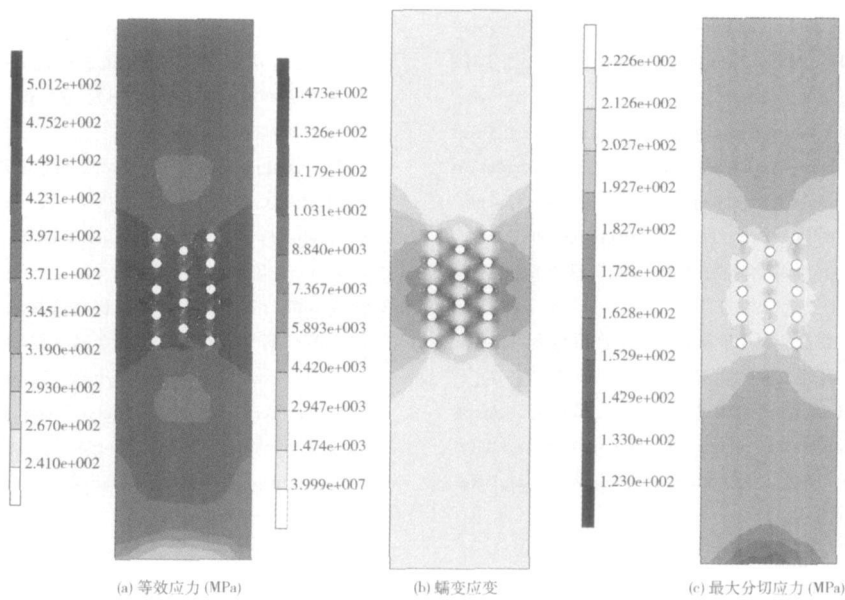


图 7 试样 14 1A-3 稳态蠕变阶段的部分有限元结果  
Fig.7 FEA results during steady creep stage of Specimen 14 1A-3

变应变也集中在含气膜孔的附近区域(图 7(b)),这也说明带孔平板的蠕变断裂应变要远小于不带孔平板.这与试验结果一致.

试验结果表明,对于某一取向的蠕变试样,其持久寿命可以表示成分切应力的指数函数<sup>[9]</sup>

$$t_f = A' \tau^N \tag{4}$$

式中,  $A'$  和  $N$  为系数. 根据晶体滑移理论和蠕变持久的一般规律, 常用以下蠕变持久寿命的计算公式

$$t_f = B \tau_{\max}^{nc} \tag{5}$$

式中  $t_f$  为蠕变持久寿命,  $\tau_{\max}$  为最大分切应力,  $B$ 、 $nc$  为系数. 根据表 1 中 [001] 和 [111] 取向的试验结果, 分别拟合了十二面体和六面体滑移系的参数:

$$B_{oct2} = 6\,305 \times 10^{37}, \quad n_c^{oct2} = -15.90$$
$$B_{cub} = 4\,806 \times 10^{24}, \quad n_c^{cub} = -10.209$$

根据式 (5) 计算了带气膜孔平板试样的蠕变持久寿命, 见表 3. 从表中可以看出, 在本文的研

究范围内, 采用有限元计算的蠕变持久寿命与试验结果比较接近. 这说明采用基于分切应力的蠕变持久寿命计算模型是合理的.

3 结 论

本文对带孔和不带孔的镍基单晶合金平板试样的蠕变性能进行了试验与有限元研究, 得到如下结论:

- (1) 分析平板蠕变试验结果, 试样蠕变寿命与晶体取向和应力相关; 气膜孔导致蠕变寿命的降低, 对 [001] 取向的影响大于 [111] 取向. 在高温低应力条件下, [001] 取向的蠕变性能要优于 [111] 取向.
- (2) 有限元分析结果表明, 气膜孔改变了试样中的应力分布, 在孔附近产生了高应力, 导致试样蠕变寿命的降低. 带孔平板的蠕变断裂应变要远小于不带孔平板.
- (3) 有限元计算蠕变持久寿命与试验结果吻合, 说明采用基于分切应力的蠕变持久寿命计算模型是合理的.

参考文献:

[1] 尹泽勇, 岳珠峰, 杨治国, 等. 各向异性单晶合金结构强度与寿命[M]. 北京: 国防工业出版社, 2003

[2] Feleury G, Schubert F, Nickel H. Modelling of the thermal mechanical behaviour of the single crystal superalloy CM-SX-4[J]. Computational Materials Science, 1996, 7: 183-193

表 3 带孔平板的蠕变持久寿命

Table 3 Creep lives of plate specimens with cooling holes

| 试样编号    | 取向    | 应力水平/ | $\tau_{oct2}^c /$ | $\tau_{cub}^c /$ | $t_f / h$ |      |
|---------|-------|-------|-------------------|------------------|-----------|------|
|         |       | MPa   |                   |                  | 试验        | 有限元  |
| 14 1A-4 | [001] | 350   | 198.3             | -                | 19        | 18.7 |
| 14 1A-3 |       | 400   | 222.6             | -                | 3.0       | 2.9  |
| 14 4B-4 | [111] | 350   | -                 | 210.0            | 9.2       | 9.4  |
| 14 4B-3 |       | 400   | -                 | 232.3            | 3.7       | 3.4  |

- [3] Zhou H, Harada H, Koizumi Y, et al. Thermomechanical fatigue properties of a third generation single crystal superalloy TMS 75[R]. High Temperature Materials 21, TMS Annual Meeting, Feb. 2002, 203-215.
- [4] Eggeler G. Final progress report, predictive microstructural assessment and micromechanical modelling of deformation and damage accumulation in single crystal gas turbine blade[R]. MICROMOD, Brite/Euro 96-3911, Jan, 2001.
- [5] 于庆民, 岳珠峰. 晶体率相关弹塑性晶体滑移有限元程序[R]. 西安: 西北工业大学报告, 2005.
- [6] 何明辉, 李海燕, 聂景旭. DD6 单晶合金的高温蠕变/疲劳损伤研究[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2002, 15(2): 24-27.
- HE Minghui, LI Haiyan, NIE Jingxu. An investigation on creep/fatigue damage characteristics of single crystal DD6 at high temperature[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2002, 15(2): 24-27.
- [7] 于庆民. 基于晶体塑性理论的镍基单晶合金构件力学性能的有限元分析[D]. 西安: 西北工业大学, 2005.
- [8] 于庆民, 万建松, 岳珠峰. 镍基单晶合金涡轮叶片蠕变分析的 MARC 用户子程序开发[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2004, 17(4): 20-23.
- YU Qingmin, WAN Jiansong, YUE Zhufeng. Development of MARC user subroutine for creep analysis of nickel-based single crystal blade[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2004, 17(4): 20-23.
- [9] 岳珠峰, 吕震宙. 双剪切试样在镍基单晶合金蠕变变形损伤和寿命研究中的应用[J]. 金属学报, 2002, 38(8): 809-813.
- YUE Zhufeng, LU Zhenzhou. Application of the double shear specimens in the study of the creep damage and rupture of the nickel-base single crystal superalloys[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2002, 38(8): 809-813.