

单晶涡轮叶片三维晶体取向相关性能分析及优化

高靖云, 方 磊, 张成成, 任 远, 李 颖
(中国航空工业集团公司 中航商用航空发动机有限责任公司
上海商用飞机发动机工程技术研究中心, 上海 201108)

摘 要: 采用单晶正交各向异性弹性本构关系, 分析了三维晶体取向对单晶涡轮叶片应力分布、蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖径向位移的影响. 结果表明, 三维晶体取向对单晶叶片上述性能存在显著影响, 且 3 个取向角之间相互耦合, 偏差角对叶片性能的影响随着随机角的方位而变化, 随机角对叶片性能的影响也随着偏差角的角度而不同. 在此基础上, 应用 ISIGHT 构建了单晶叶片全三维取向优化平台, 以蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖最大径向位移为优化目标, 采用邻域培植多目标遗传算法进行了叶片三维取向优化, 所得 Pareto 解聚集在偏差角 12° 的区域内. 选择寿命最长的 Pareto 解作为最优解, 相对于初始强度计算点, 蠕变寿命提高 6 倍, 低周疲劳寿命提高 37 倍, 叶尖最大径向位移减小 2.5%.

关 键 词: 单晶涡轮叶片; 三维晶体取向; 取向相关性能; 多目标优化; Pareto 解

中图分类号: V231.91 **文献标志码:** A

Crystallographic-orientation-related performance of single crystal turbine blade and optimization design of three-dimensional orientations

GAO Jing-yun, FANG Lei, ZHANG Cheng-cheng,
REN Yuan, LI Ying
(Shanghai Engineering Research Center for Commercial Aircraft Engine,
Commercial Aircraft Engine Company Limited,
Aviation Industry Corporation of China, Shanghai 201108, China)

Abstract: Based on orthotropic elasticity constitutive model, the influence of three-dimensional crystallographic orientations on the performance of single crystal turbine blade was analyzed. It was shown that three-dimensional crystallographic orientations obviously affected maximum stress, creep life, low-cycle fatigue life and maximum radial displacement on blade top surface. Moreover, three crystallographic angles coupled together. The influence of the deviation angle or one of the random angles changed with the varying orientations of the other two. The orientations optimization was performed in ISIGHT platform with creep life, low-cycle life and maximum radial displacement on blade top surface set as optimization objectives. The neighborhood cultivation genetic algorithm was used to get the Pareto optimal solution set. All Pareto solutions focused within range of the deviation angle about 12 degrees. The Pareto solution with maximum life was chosen as the optimized solution, so

the creep life and low-cycle fatigue life increased up to 6 times and 37 times of the original design point, and the maximum radial displacement on blade top surface reduced by 2.5 percentage, respectively.

Key words: single crystal turbine blade; three-dimensional crystallographic orientations; orientation-related performance; multi-objective optimization; Pareto optimal solution set

单晶材料是目前先进航空发动机涡轮叶片的常用材料,而且在陶瓷基复合材料等可替代材料目前还不成熟的情况下,在未来很长一段时间内,单晶仍然将是涡轮叶片的主要选用材料^[1].单晶材料由于完全消除了晶界,使得其高温力学性能比传统的铸造高温合金有了很大的提升,但是由此造成的性能各向异性也成了单晶涡轮叶片设计中必须考虑的因素^[2-4].单晶材料是立方对称结构,其 3 个材料主轴方向分别为[100],[010]和[001],这 3 个主轴方向的材料性能是相同的,而偏离主轴方向的材料性能则随着偏离角度的变化而变化,如常见的[011],[111]方向,其材料性能与[001]主轴方向的性能差异很大^[5-7].

由于立方对称结构具有主轴方向的择优生长特性,以及单晶材料在此方向表现出较好的综合机械性能^[1],涡轮叶片铸造时,期望其叶型积叠线方向与单晶材料主轴方向[001]重合,此时[100]和[010]主轴随机分布在叶片截面内^[8-9].但是实际叶片铸造过程很难做到这一点,造成叶型积叠线方向与单晶材料的[001]取向存在一定的偏差,目前国内验收标准规定只要偏差角度在一定范围内即为合格^[10],而另外两个主轴方向则不进行控制.一般将这 3 个材料主轴与叶片几何坐标之间的相对关系用三维晶体取向角表示,叶型积叠线与[001]主轴的夹角称为偏差角,而[100]和[010]主轴在叶片横截面内的相对分布角度称为随机角.三维晶体取向角的随机分布造成涡轮叶片的性能随机变化,蠕变寿命、低周疲劳寿命及径向位移等随着晶体取向角的变化可能发生高达数倍的变化^[11-14].

西北工业大学岳珠峰等^[15]分别考虑了偏差角和随机角对单晶涡轮叶片强度及寿命的影响,发现随着偏差角的增大,强度与寿命分散性变大,偏差角为 15°时,寿命偏差 6 倍;两个不受控的晶体取向变化时,寿命有 50%的变化.杜鹏飞等^[16]收集了叶片偏差角随机数据,研究了晶体取向的概率描述模型,并在确定性蠕变寿命分析计算的基础上对单晶叶片蠕变寿命进行可靠性研究.卿

华等^[17]采用损伤型晶体蠕变滑移本构模型,分别在固定偏差角或者随机角的情况下,对单晶叶片随机角和偏差角进行了优化设计,并初步建立了叶片取向优化平台.

本文在上述研究的基础上,针对目前文献上大部分将三维取向简化为偏差角和随机角进行分析的情况,研究了全三维晶体取向对单晶叶片性能的影响,并在此基础上选取蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖最大径向位移等对晶体取向较敏感的性能作为优化目标,探索了单晶涡轮叶片全三维晶体取向优化方法.

1 单晶材料弹性本构关系及三维晶体取向

单晶材料有 3 个弹性主方向[100],[010]和[001],在这 3 个方向上的弹性性质是相同的.弹性模量 $E_1=E_2=E_3=E$,泊松比 $\mu_{12}=\mu_{21}=\mu_{23}=\mu_{32}=\mu_{13}=\mu_{31}=\mu$,切变模量 $G_{12}=G_{23}=G_{31}=G$,以平行于这 3 个弹性主方向的坐标轴形成的坐标系称为材料主轴坐标系,在材料主轴坐标系中单晶材料的弹性本构关系如下所示^[18]:

$\{\boldsymbol{\varepsilon}\}=[\boldsymbol{C}]\{\boldsymbol{\sigma}\}$ (1)

其中

$\{\boldsymbol{\varepsilon}\}=[\varepsilon_{11} \quad \varepsilon_{22} \quad \varepsilon_{33} \quad \gamma_{12} \quad \gamma_{23} \quad \gamma_{31}]^T$ (2)

$\{\boldsymbol{\sigma}\}=[\sigma_{11} \quad \sigma_{22} \quad \sigma_{33} \quad \tau_{12} \quad \tau_{23} \quad \tau_{31}]^T$ (3)

$$[\boldsymbol{C}]=\begin{bmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\mu}{E} & -\frac{\mu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\mu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\mu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\mu}{E} & -\frac{\mu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{bmatrix}$$
 (4)

单晶材料的应力分析可以在上面给出的材料主轴坐标系中进行,也可以在其他非主轴坐标系中进行,只要进行合适的坐标变换即可。

如图 1(a)图所示,设计定义的涡轮叶片的几何坐标系为 XYZ,单晶涡轮叶片铸造时希望单晶材料主轴坐标系[100]-[010]-[001]中的[001]方向与叶型积叠线方向 Z 向重合,此时另外两个晶轴方向就在 XY 平面内。但是实际铸造出来的叶片,其[001]方向与 Z 轴往往存在一定的偏差,用角度 β 表示,此时[100]和[010]晶轴也已经不在 XY 平面内了。材料主轴坐标系与叶片几何坐标系之间的方位关系可以用图 1(b)图所示的 α, β, γ 表示,3 个角度依次是 XYZ $\rightarrow$ $X_1Y_1Z_1 \rightarrow X_2Y_2Z_2 \rightarrow$ ([100]-[010]-[001])间转动产生的角度。

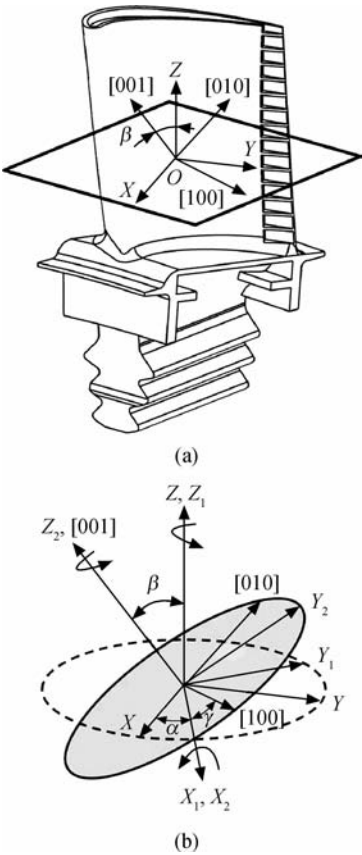


图 1 三维晶体取向的欧拉角表示
Fig. 1 Definition of the three-dimensional crystallographic orientations

叶片几何坐标系和材料主轴坐标系间的应力转换关系可以表示如下：

$$[\sigma] = [R][\sigma'] [R]^T \tag{5}$$
$$[R] = \begin{bmatrix} \cos \gamma & \sin \gamma & 0 \\ -\sin \gamma & \cos \gamma & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot$$

$$\begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \beta & \sin \beta \\ 0 & -\sin \beta & \cos \beta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha & 0 \\ -\sin \alpha & \cos \alpha & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{6}$$

其中 $[\sigma']$ 是几何坐标系中的应力张量, $[\sigma]$ 是由 α, β, γ 确定的材料主轴坐标系中的应力张量,以上关系也同样适用于应变在不同坐标系之间的转化。Ansys 中的材料主轴方向由单元坐标系确定,只需要把单元坐标系通过 3 个欧拉角 α, β, γ 转到指定的材料主轴方向即可。

目前文献中,在进行叶片的各向异性研究时,一般简化为轴向偏差角(即 β 角)和叶片横截面内的随机角(α 角或 γ 角, β 角为 0° 时 α 角和 γ 角等价, β 角不为 0° 时 α 角和 γ 角不同)两个参量,进而固定偏差角看叶片性能随随机角的变化情况或者固定随机角看性能随偏差角的变化,叶片的取向优化也采取类似的方法。如果要进行细致分析,需以 α, β, γ 三个角度的组合,在整个三维空间内进行叶片三维取向的分析。

2 有限元计算模型及计算流程

2.1 有限元计算模型

本研究中采用某发动机单晶涡轮叶片模型,在 UG(Unigraphics NX)软件中建立叶片的三维几何结构模型,在 Hypermesh 软件中建立叶片的三维有限元模型,离心力和温度等载荷、边界条件设置及求解在 Ansys 中完成。

有限元模型如图 2 所示。计算时约束叶片榫头一侧封严盘限制处节点的轴向位移,并在榫头接触面上施加等效接触压力载荷。叶片材料为国产第二代镍基单晶高温合金 DD6。

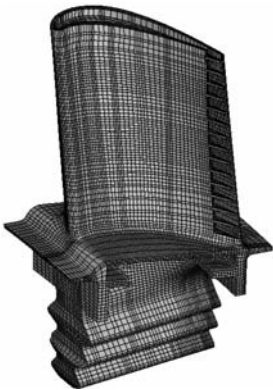


图 2 单晶涡轮叶片有限元模型
Fig. 2 Finite element mesh of the turbine blade

2.2 ISIGHT 集成平台

为了分析三维晶体取向对单晶涡轮叶片性能的影响,以及对三维晶体取向进行优化设计,在 ISIGHT 中集成 Ansys 以及自编的数据筛选程序和寿命计算程序形成如图 3 所示的集成平台,三维晶体取向相关性能分析通过顶层 workflow 组件中的 DOE(design of experiments)组件完成,取向优化通过 Optimization 组件进行。

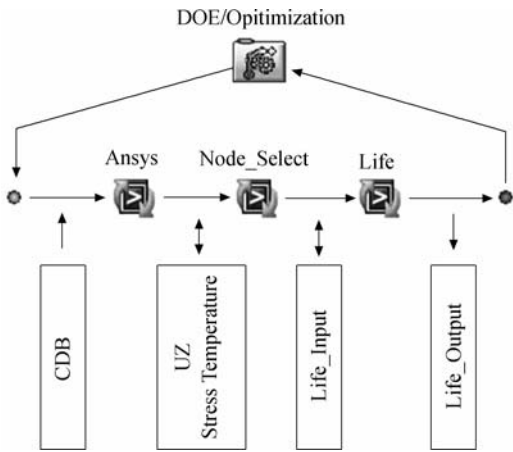


图 3 ISIGHT 集成平台

Fig. 3 Integration platform based on ISIGHT

主要流程如下:

- 1) 将单晶涡轮叶片有限元模型中的 3 个晶体取向角 α, β, γ 参数化,并建立叶身表面节点集和叶尖截面节点集后保存为 CDB 文件.将求解及后处理的语句写入 CDB 文件,其中后处理主要包括两部分内容,一是提取叶尖截面节点集的最大径向位移,二是提取叶身表面节点集的应力和温度. Ansys 运行 CDB 文件计算后输出叶尖最大径向位移、叶身表面节点的应力和温度. 叶尖最大径向位移作为输出量直接输出,叶身表面节点的应力和温度作为寿命计算的输入进入下一步.
- 2) 自编 Node_Select 程序读取 Ansys 输出的 Node_Stress 和 Node_Temperature 文件,经过节点筛选后形成 Life_Input 文件.
- 3) 自编 Life 程序读取 Life_Input 文件,计算后输出叶身表面节点的低周疲劳寿命和蠕变寿命到 Life_Output 文件.

2.3 寿命计算方法

自编 Node_Select 程序提取叶身表面节点中温度高、应力大的节点,提取节点等效应力和温度按 0-MAX-0 主循环计算其低周疲劳寿命,取节点

寿命最小值作为叶片的寿命. 由于寿命最短的节点往往对应于高应力、高温度的节点,节点应力可能已经超过单晶材料屈服极限,所以对有限元分析的线弹性应力首先按公式(7)进行 Neuber 塑性修正,再将修正得到的应变值带入 Morrow 公式(8)计算其低周疲劳寿命,材料参数选择 -3σ (置信度 95%、可靠度 99.87%)下的数据.

$$\frac{(K_t S)^2}{E} = \sigma \left[\frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \right]$$
 (7)

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\sigma'_f - \sigma_{mean}}{E} (2N_f)^b + \epsilon'_f (2N_f)^c$$
 (8)

$$\sigma_{mean} = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$$
 (9)

式中 K_t 为应力集中系数, S 为名义应力, E 为弹性模量, σ 为塑性修正后的真实应力, K' 为循环强度系数, n' 为循环应变硬化指数, $\Delta \epsilon$ 为总应变范围, σ'_f 为疲劳强度系数, σ_{mean} 为平均应力, N_f 为疲劳寿命, 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.

将上述经过修正的应力和节点温度带入式(10)的曼森-索柯普(M-S)热强参数综合方程中计算蠕变寿命,其中热强参数的定义如式(11)

$$\lg \sigma = -7.035497 + 1.737630P - 0.09473297P^2 + 0.001516068P^3$$
 (10)

$$P = \lg t + 0.0070722T$$
 (11)

3 单晶涡轮叶片三维晶体取向相关性能分析

为了研究三维晶体取向对单晶涡轮叶片性能的影响规律,在进行取向优化前,基于图 3 所示的过程,对 3 个欧拉角(α, β, γ)进行 DOE 研究. 采用 DOE 组件中的全因子设计(full factorial design, FFD)方法,生成的设计矩阵如表 1 所示,共 2590 个样本方案,对每个方案进行有限元计算,得到不同欧拉角组合下的响应.

通过调整单元坐标系依次改变 α, β, γ , 计算时 α 角在 $0^\circ \sim 360^\circ$ 范围内以 10° 的增量递增,代表晶体取向轴向偏离的 β 角在 $0^\circ \sim 12^\circ$ 内以 2° 的增量递增, γ 值原则上也是在 $0^\circ \sim 360^\circ$ 范围随机分布的,但是由于 γ 值以 90° 为周期,所以计算时只取 $0^\circ \sim 90^\circ$ 范围内的值. 文中所有数据均进行了归一化处理.

3.1 三维晶体取向对叶片性能的影响

叶片表面最大等效应力随表 1 的 DOE 设计矩阵变化情况如图 4 所示,图中纵坐标是归一化

表 1 DOE 设计矩阵

Table 1 DOE design matrix

样本 方案	$\alpha/(^{\circ})$	$\beta/(^{\circ})$	$\gamma/(^{\circ})$
	0~360	0~12	0~90
1~10	0	0	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70,80,90
11~20	10	0	0, 10, 20, 30,, 40, 50, 60, 70,80,90
⋮	⋮	⋮	⋮
361~370	360	0	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70,80,90
371~380	0	2	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70,80,90
381~390	10	2	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70,80,90
⋮	⋮	⋮	⋮
2581~2590	360	12	0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70,80,90

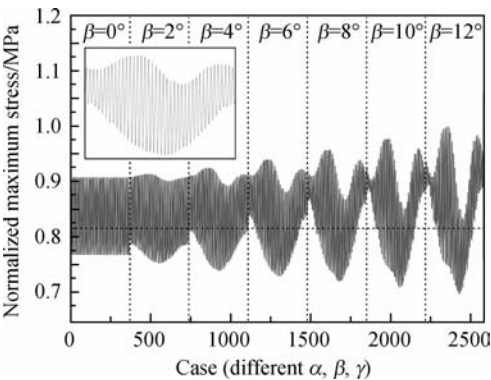


图 4 三维晶体取向角对叶身表面最大等效应力的影响

Fig. 4 Effect of three-dimensional crystallographic orientations on the maximum stress

后表面节点集中所有节点上的最大等效应力,横坐标是 α,β,γ 三个角度的组合,代表了不同的晶体取向情况。

DOE 设计矩阵中将 2590 个样本按 β 角分为 7 个区间,样本 1~370 对应 $\beta=0^{\circ}$ 的区间,样本 371~640 对应 $\beta=2^{\circ}$ 的区间,依次类推.从图 4 可看出,从 $\beta=0^{\circ}$ 的区间到 $\beta=12^{\circ}$ 的区间,应力分散度逐渐增大。

DOE 设计矩阵在 β 值相等的 370 个样本中,按 α 角分为 37 个区间,如样本 1~10 对应 $\alpha=0^{\circ}$ 的区间,样本 11~20 对应 $\alpha=10^{\circ}$ 的区间,依次类推.在每个 α 值相等的 10 个样本中, γ 角从 $0^{\circ}\sim 90^{\circ}$ 变化.将 $\beta=6^{\circ}$ 区间的变化情况作于图 4 中的左上插图,可以看出应力随着 α 和 γ 角呈现出长周期波包状变化的同时,在每个波包内包含了短周期的波峰波谷.对照 DOE 设计矩阵可知,长周期的波包对应于周期为 360° 的 α 角,而短周期的波峰波谷对应于周期为 90° 的 γ 角。 α 角和 γ 角对

叶片性能的这种周期性影响,使得在同一轴向偏离角 β 下,叶片性能也有很大的分散性。

图 5~图 7 分别为蠕变寿命、低周疲劳 (LCF) 寿命、叶尖最大径向位移随着三维晶体取

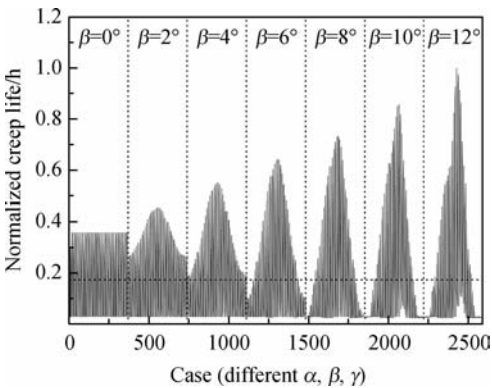


图 5 蠕变寿命随三维晶体取向角变化情况

Fig. 5 Effect of three-dimensional crystallographic orientations on creep life

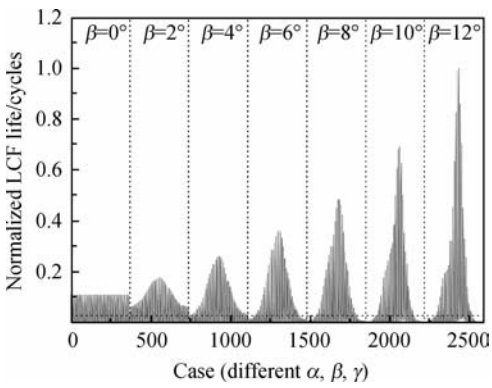


图 6 低周疲劳寿命随三维晶体取向角变化情况

Fig. 6 Effect of three-dimensional crystallographic orientations on low-cycle fatigue life

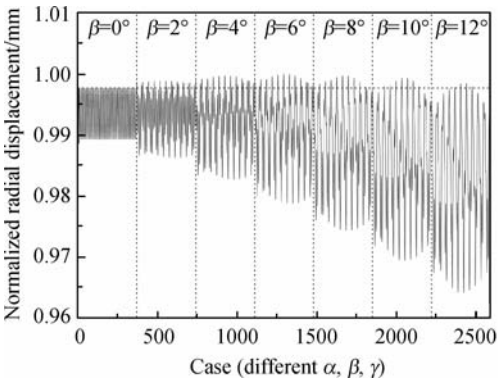


图 7 叶尖最大径向位移随三维晶体取向角变化情况
Fig. 7 Effect of three-dimensional crystallographic orientations on maximum radial displacement

向角的变化规律,寿命计算方法已在 2.3 节说明.从图中可以看出,与应力随三维晶体取向角的变化趋势类似,蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖最大径向位移均随着 β 角的增大而分散性逐渐增大,在不同的 β 区间内,由于 α, γ 角的变化造成波包、波峰状震荡变化.图 5 中蠕变寿命曲线底部平滑是由于在这些晶体取向角组合下,应力超过了蠕变寿命曲线上应力最大值,而以 M-S 方程描述的持久寿命综合参数曲线方程在超过试验值范围时并不具有外延性,所以我们对超过试验值的应力值进行了截断处理,实际寿命比目前计算的值要低.图 6 中低周疲劳寿命曲线底部平滑是由于在高应力下,由于应变强化,应变增量相对于低应力范围下的应变增量要小,所以低周疲劳寿命的变化没有低应力下的变化大,表现在曲线上,低周疲劳寿命随着 3 个三维晶体取向角的变化呈现非对称震荡.

由于缺乏单晶涡轮叶片 3 个三维晶体取向角的统计数据(文献[16]中只给出了轴向偏差角的统计结果),目前无法开展基于叶片三维晶体取向角的可靠性评估.在此情况下,假设 3 个三维晶体取向角随机均匀分布,对叶身等效应力、低周疲劳寿命、蠕变寿命、叶尖最大径向位移进行统计分析.若以 3 个三维晶体取向角均为零的情况作为目前设计中强度计算点,即图 4~图 7 中横虚线所示位置,对虚线上下两侧的点进行统计发现,图 4 中有 62% 的样本中的叶身最大等效应力大于目前强度计算点,最大等效应力是目前强度计算点的 1.2 倍;图 5 和图 6 中分别有 63%, 64% 的样本点的蠕变寿命、低周疲劳寿命小于目前强度计算点,说明若简单的以 3 个三维晶体取向角为零的情况进行叶片强度分析与寿命计算,其结果是

非保守的.最小蠕变寿命、最小低周疲劳寿命仅分别为目前设计中强度计算点时的 1/8 和 1/93,而最大蠕变寿命和低周疲劳寿命可达到目前强度计算点的 6 倍和 34 倍,说明对三维晶体取向进行优化的重要性.相比之下,三维晶体取向角对叶尖最大径向位移的影响较小,只有 7% 的样本的径向位移会大于目前强度计算点.

3.2 三维晶体取向角间的耦合关系

以上了解了 3 个三维晶体取向角分别对单晶涡轮叶片应力分布、蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖最大径向位移的整体影响规律.但需要指出的是,3 个晶体取向角是耦合在一起的,每一种晶体取向下的叶片性能由这 3 个角度共同确定.

为了说明 3 个晶体取向角之间的耦合关系,以归一化低周疲劳寿命为例,将归一化低周疲劳寿命随着 α 角和 β 角的变化情况作于图 8 和图 9 中.图 8 中横坐标为 α 角,纵坐标为归一化低周疲劳寿命,图中 3 条曲线分别为 $(\beta=0^\circ, \gamma=0^\circ)$, $(\beta=6^\circ, \gamma=0^\circ)$, $(\beta=6^\circ, \gamma=50^\circ)$ 时低周疲劳寿命随 α 角的变化情况.从图中可以看出,在 $(\beta=0^\circ, \gamma=0^\circ)$ 和 $(\beta=6^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时低周疲劳寿命随着 α 角从 $0^\circ \sim 360^\circ$ 的增大而震荡变化,虽然由于 β 角的不同,两者震荡幅度不一致,但是最大值出现的位置基本一致.而 $(\beta=6^\circ, \gamma=50^\circ)$ 时,由于 γ 角的变化,曲线极大值出现的位置与 $(\beta=0^\circ, \gamma=0^\circ)$ 和 $(\beta=6^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时完全不一致, $(\beta=6^\circ, \gamma=50^\circ)$ 时的最长低周疲劳寿命恰恰对应于 $(\beta=0^\circ, \gamma=0^\circ)$ 和 $(\beta=6^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时的最短寿命.

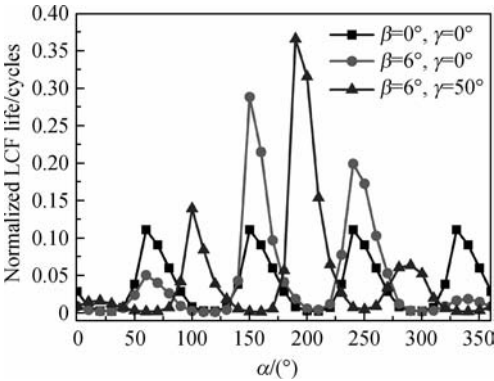


图 8 不同 β 和 γ 下低周疲劳寿命随 α 的变化
Fig. 8 Change of LCF life with α at different β and γ

图 9 中横坐标为 β 角,纵坐标为归一化低周疲劳寿命,图中 3 条曲线分别为 $(\alpha=0^\circ, \gamma=0^\circ)$, $(\alpha=160^\circ, \gamma=0^\circ)$, $(\alpha=260^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时低周疲劳寿命随着 β 角的变化情况.从图中可以可出,在不同

的 (α, γ) 组合下,低周疲劳寿命随着 β 角的变化趋势并不相同,在 $(\alpha=0^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时低周疲劳寿命随着 β 角的增大而减少, $(\alpha=160^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时低周疲劳寿命随着 β 角的增大而增大,而 $(\alpha=260^\circ, \gamma=0^\circ)$ 低周疲劳寿命随着 β 角的增大而先增大后减小. $(\alpha=160^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时的最长低周疲劳寿命的 β 角在 $(\alpha=0^\circ, \gamma=0^\circ)$ 时却是最短低周疲劳寿命点.

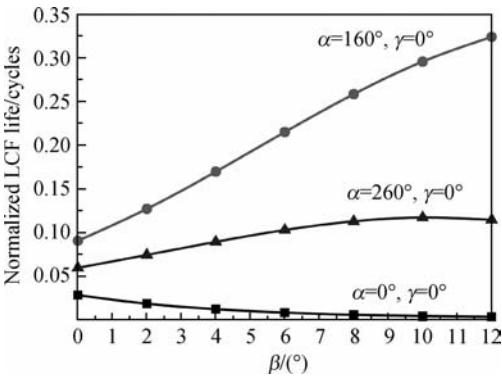


图 9 不同 α 和 γ 下低周疲劳寿命随 β 的变化
Fig. 9 Change of LCF life with β at different α and γ

从以上分析可以看出,对于单晶涡轮叶片而言,3个晶体取向角之间相互耦合,叶片的性能由3个晶体取向角共同决定.如果 β 角为0, α 和 γ 是等价的,在此区间中进行横向随机角的一维优化可得到优化解;但是若 β 角非0,此时 α 和 γ 角不等价,此时横向随机角由 α 和 γ 两个角度确定,需要对 α 角和 γ 角同时进行优化;对于固定横向随机取向角而进行轴向偏差角的一维优化,从以上分析中可以看到,对应于不同的 α 角和 γ 角,叶片性能随 β 角的变化趋势并不一致,在不同的 α 角和 γ 角的组合下,可能出现两种截然不同的变化趋势,所以将横向随机角固定在某一个组合下而对轴向偏差角进行一维优化,得到的结果可能会恰好对应到最差的情况.

4 单晶涡轮叶片全三维晶体取向优化

4.1 优化模型

基于以上对单晶涡轮叶片在全三维晶体取向变化情况下应力分布、径向位移、疲劳寿命以及蠕变寿命影响的分析可以看出:三维晶体取向对单晶涡轮叶片强度及寿命有着重要的影响,并且3个晶体取向角之间是相互耦合的.固定轴向偏差角 β 或者横向随机角 α 和 γ 而进行一维优化并不能得到全局最优解,有时可能会得到恰恰相反的

结果.所以对单晶涡轮叶片晶体取向的优化应该是全三维晶体取向的同步优化.另一方面,从上一节晶体取向相关性能分析结果看,应力分布、径向位移、蠕变寿命、疲劳寿命对三维晶体取向比较敏感,而应力分布的变化同时又会反映在寿命的变化上,所以本文中选定叶片的蠕变寿命、疲劳寿命和叶尖最大径向位移为优化目标探索单晶涡轮叶片的全三维晶体取向优化方法.

优化的数学模型如下:

Find

$X = \{\alpha, \beta, \gamma\}$, 共 3 个优化变量;

Objective

$\text{Max}(t_c),$
 $\text{Max}(N_f),$
 $\text{Min}(U_z),$
共 3 个优化目标;

Subject to

$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$
 $0^\circ \leq \beta \leq 12^\circ$
 $0^\circ \leq \gamma \leq 90^\circ$
共 3 个约束.

其中 t_c , N_f 和 U_z 分别表示蠕变寿命、低周疲劳寿命和叶尖最大径向位移.优化计算在图3所示ISIGHT集成平台中完成,并选择邻域培植多目标遗传算法(neighborhood cultivation genetic algorithm, NCGA)进行叶片三维取向的多目标优化.

4.2 优化结果

优化变量 (α, β, γ) 和优化目标 (t_c, N_f, U_z) 随搜索过程变化情况如图10所示,空心圆圈表示不可行解,实心圆圈代表 Pareto 可行解.从图10(a)、图10(b)、图10(c)中 α, β, γ 变化情况可以看出, NCGA 算法在优化初期进行较少步骤的大范围搜索后,很快稳定在小范围内进行局部搜索.图10(d)、图10(e)、图10(f)中,叶尖最大径向位移显示出逐步收敛的过程,蠕变寿命和低周疲劳寿命随着优化步数一直处于震荡状态,这主要是由于叶片寿命对3个晶体取向角十分敏感, α, β, γ 在小范围内的变化仍引起叶片寿命数倍的变化.

优化得到的三维晶体取向角 Pareto 最优解集及对应的 Pareto 前沿分别如图11(a)和图11(b)所示.图中空心圆圈表示非可行解,实心圆圈表示 Pareto 解.从图11(a)可看出, Pareto 解集中在 $\alpha=181^\circ \sim 202^\circ, \beta=11.88^\circ \sim 12^\circ, \gamma=39^\circ \sim 45^\circ$ 的

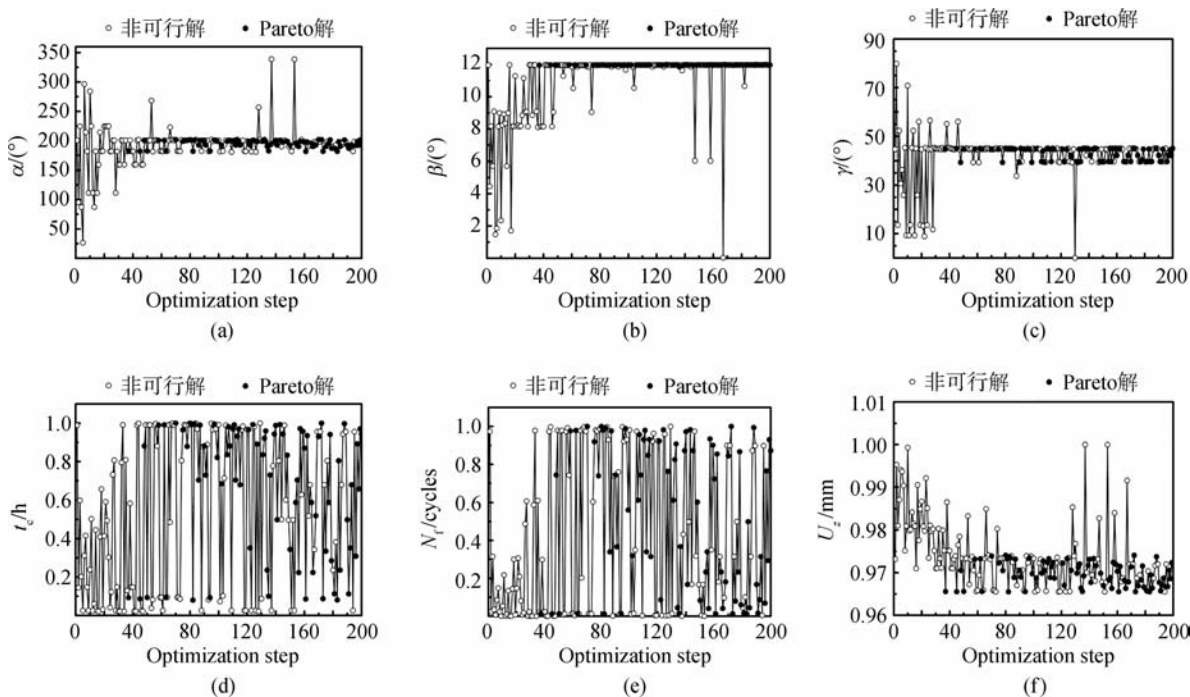


图 10 NCGA 三维晶体取向优化过程

Fig. 10 Optimization process of three-dimensional crystallographic orientations with NCGA technique

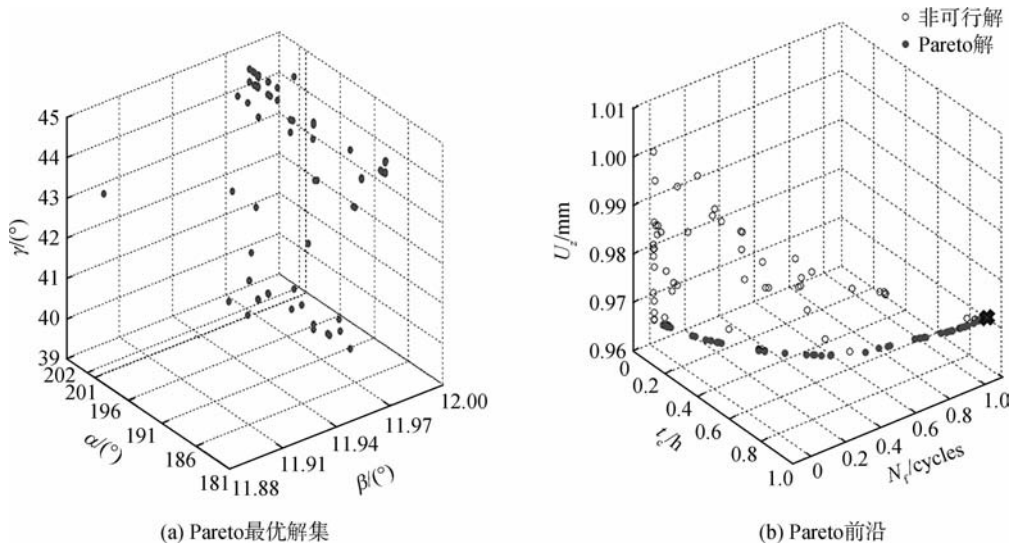


图 11 Pareto 最优解集与 Pareto 前沿

Fig. 11 Pareto optimal solution set and Pareto frontier

区域内. 图 11(b)中实心圆圈表示的 Pareto 前沿给出蠕变寿命、低周疲劳寿命和最大径向位移 3 个优化目标占不同权重时对应的最优解,如图中最左侧的圆圈代表的 Pareto 解,在此种情况下叶尖最大径向位移可以得到最大程度的优化,但是叶片蠕变寿命和低周疲劳寿命却最短. 图中最右端的 Pareto 解,蠕变寿命和低周疲劳寿命得到最大程度的优化,而叶尖最大径向位移并不是最小

值. 考虑到晶体取向对寿命的影响更显著,取最右端的 Pareto 解(图中叉号所示)作为最终优化结果,对应的 α, β, γ 值分别为 $201.7^\circ, 12.0^\circ, 45.0^\circ$, 相对于 α, β, γ 值均为 0° 时的情况,蠕变寿命提高至 6 倍,低周疲劳寿命提高至 37 倍,叶尖最大径向位移减小 2.5%.

4.3 讨论

优化得到的最优 α, β, γ 值分别为 201.7° ,

12.0°,45.0°,其意义是叶片铸造时,应该将[100]-[010]-[001]材料主轴控制在目前强度计算点所用几何坐标系(3个角度均为0°)按上述3个欧拉角旋转后的位置.这看起来与现实情况有差异,一般在叶片铸造时倾向于将轴向控制在[001]取向,因为单晶材料在[001]方向的高温力学性能最优.此处以寿命及叶尖最大径向位移为目标的优化解显示轴向偏离12.0°时性能反而比较好,这主要是由于叶片结构的性能与材料的性能是无法完全对应的,实际叶片优化时必须考虑结构的影响.另外,单晶叶片的轴向控制在[001]取向部分原因是因为立方对称结构的单晶材料具有[001]方向的择优生长特性.从另一方面看,随着轴向偏离角的增大,叶片性能的分散性逐渐增大,叶片性能对三维晶体取向角的敏感性也逐渐增大,目前的单晶叶片铸造工艺无法进行严格三维取向控制,因此将轴向控制在[001]方向将会极大地降低叶片性能的分散性.最后需要指出,单晶叶片的三维取向优化需以实际叶片的设计准则为准,比如若只以蠕变变形为优化目标,文献[13,15]均显示,轴向严格控制在[001]方向是比较合适的.本文中对三维晶体取向对应力分布、蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖最大径向位移的影响进行了分析,并探索了三维晶体取向优化方法,后续将进一步考虑三维晶体取向对叶片蠕变变形、振动等性能的影响.

5 结 论

- 1) 单晶涡轮叶片三维晶体取向对叶片性能有十分显著的影响,在实际设计过程中若不考虑晶体取向问题,可能会得到偏于危险的结果.统计显示,若简单以3个晶体取向角均为零的情况作为强度计算点,蠕变寿命、低周疲劳寿命分别有63%和64%的可能小于这个值,叶尖最大径向位移有7%的可能大于计算值.蠕变寿命变化范围可达1/8~6倍,而低周疲劳寿命变化范围可达1/93~34倍,叶尖最大径向位移变化较小,变化范围为0.97~1.002倍.
- 2) 3个晶体取向角对叶片性能的整体影响如下:随着轴向偏离角 β 的增大,叶片应力、寿命、位移分散性逐渐增大; α 在等值 β 区间的周期变化造成叶片性能的波包状周期震荡; γ 角在等值 α,β 区间的周期变化造成叶片性能波峰波谷状周期震荡.
- 3) 3个晶体取向角对叶片性能的影响是耦合的,其中一个角度对叶片性能的影响规律取决

- 于另外两个角度的位置.若固定其中两个角度,对另外一个角度进行一维优化,得到的结果有可能是最差的.
- 4) 以蠕变寿命、低周疲劳寿命及叶尖最大径向位移为优化目标,采用邻域培植多目标遗传算法进行了叶片三维取向优化,所得 Pareto 解聚集在轴向偏差角为12°的区域内.选择寿命最长的 Pareto 解作为最优解,相对于初始强度计算点,蠕变寿命提高至6倍,低周疲劳寿命提高至37倍,叶尖最大径向位移减小2.5%.
 - 5) 单晶叶片铸造中,将叶型积叠线方向控制在[001]方向.这一方面是由于单晶材料在这个方向综合机械性能较好,另外也因为单晶材料在此方向有择优生长特性.而优化结果显示,由于实际叶片结构的影响,最优取向或许并不一定是理想的[001]方向.后期将进一步考察叶片在不同三维取向下的蠕变变形、振动等性能,对三维取向优化作更深入的研究.
- 参考文献:
- [1] 赵新宝,刘林,张卫国,等.单晶高温合金晶体取向的研究进展[J].材料导报,2007,21(10):62-66.
ZHAO Xinbao,LIU Lin,ZHANG Weiguo,et al. Research progress in crystal orientation of single crystal superalloys [J]. Materials Review,2007,21(10):62-66. (in Chinese)
 - [2] 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.
 - [3] 岳珠峰,陶仙德,尹泽勇,等.一种镍基单晶超合金高温低周疲劳的晶体取向相关性模型[J].应用数学和力学,2000,21(4):373-381.
YUE Zhufeng,TAO Xiande,YING Zeyong,et al. A crystallographic model for the orientation dependence of low cyclic fatigue property of a nickel-base single crystal superalloy[J]. Applied Mathematics and Mechanics,2000,21(4):373-381. (in Chinese)
 - [4] 田素贵,于莉丽,张殊,等.晶体取向对镍基单晶合金蠕变行为的影响[J].中国有色金属学报,2011,21(2):356-363.
TIAN Sugui,YU Lili,ZHANG Shu,et al. Influence of crystal orientations on creep behaviors of single crystal nickel-based superalloy[J]. The Chinese Journal of Non-ferrous Metals,2011,21(2):356-363. (in Chinese)
 - [5] 王开国,李嘉荣,刘世忠,等.DD6单晶高温合金980℃蠕变性能研究[J].材料工程,2004(8):7-11.
WANG Kaiguo,LI Jiarong,LIU Shizhong,et al. Study on creep properties of single crystal superalloy DD6 at 980℃ [J]. Material Engineering,2004(8):7-11. (in Chinese)
 - [6] 李影,苏彬,吴学仁.高温下取向对DD6单晶高温合金低周疲劳寿命的影响[J].航空材料学报,2001,21(2):22-25.
LI Ying,SU Bin,WU Xueren. Orientation dependence of

low cycle fatigue life of single-crystal-nickel-base superalloy DD6 under high temperature[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2001, 21(2): 22-25. (in Chinese)

[7] 岳珠峰, 吕震宙, 郑长卿. 晶体取向对单晶体断裂特征影响的模拟分析[J]. 计算结构力学及其应用, 1996, 13(2): 176-179.

YUE Zhufeng, LÜ Zhenzhou, ZHENG Changqing. The analysis of the effect of crystallographic orientations on the fracture of nickel-base single crystals[J]. Computational Structural Mechanics and Applications, 1996, 13(2): 176-179. (in Chinese)

[8] Savage M W R. The influence of crystal orientation on the elastic stresses of a single crystal nickel-based turbine blade[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2012, 134(1): 012501. 1-012501. 7.

[9] Abdul-Aziz A, Kalluri S, McGaw M A. The influence of primary and secondary orientations on the elastic response of a nickel-base single-crystal superalloy[R]. NASA TM-106125, 1993.

[10] Hou N X, Gou W X, Wen Z X, et al. The influence of crystal orientations on fatigue life of single crystal cooled turbine blade[J]. Materials Science and Engineering: A, 2008, 492(1/2): 413-418.

[11] Nagaraj K A, Gregory R S. Effect of crystal orientation on fatigue failure of single crystal nickel base turbine blade superalloys[J]. Journal of Engineering for Gas Turbines and Power, 2002, 124(1): 161-176.

[12] 杨晓光, 白露, 石多奇, 等. 镍基单晶合金蠕变研究: 试验、机理及材料模型[J]. 航空动力学报, 2009, 24(9): 1994-2000.

YANG Xiaoguang, BAI Lu, SHI Duoqi, et al. Creep research of Ni-based single crystal superalloy: experiment, mechanism and material model[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(9): 1994-2000. (in Chinese)

[13] 岳珠峰, 杨治国, 尹泽勇. 晶体取向对航空发动机单晶叶片结构强度和蠕变寿命的影响[J]. 航空发动机, 1997(4): 32-34, 14.

YUE Zhufeng, YANG Zhiguo, YIN Zeyong. Influence of the crystallographic orientations on the strength and life of nickel-base single crystal superalloy turbine blades[J]. Aeroengine, 1997(4): 32-34, 14. (in Chinese)

[14] 万建松, 岳珠峰. 镍基单晶 DD3 涡轮叶片蠕变寿命晶向相关性分析[J]. 燃气涡轮试验与研究, 2004, 17(2): 18-22.

WAN Jiansong, YUE Zhufeng. The influence of controlled and uncontrolled crystal orientation on creep life of nickel-based single crystal DD3 turbine blade[J]. Gas Turbine Experiment and Research, 2004, 17(2): 18-22. (in Chinese)

[15] 岳珠峰, 吕震宙, 杨治国, 等. 晶体取向的偏差和随机性对镍基单晶叶片强度与蠕变寿命的影响[J]. 航空动力学报, 2003, 18(4): 477-480.

YUE Zhufeng, LÜ Zhenzhou, YANG Zhiguo, et al. Influence of the deviation and randomness of the crystallographic orientations on the strength and life of nickel-base single crystal superalloy turbine blades[J]. Journal of Aerospace Power, 2003, 18(4): 477-480. (in Chinese)

[16] 杜鹏飞, 张娟, 李祚军, 等. 基于晶体取向的镍基单晶叶片可靠性研究[J]. 科学技术与工程, 2012, 12(15): 3577-3581.

DU Pengfei, ZHANG Juan, LI Zuojun, et al. Reliability research for the creep life of nickel-base single crystal superalloy cooled blade based on crystallographic orientations[J]. Science Technology and Engineering, 2012, 12(15): 3577-3581. (in Chinese)

[17] 卿华, 江和甫, 温卫东, 等. 单晶涡轮叶片晶体取向优化设计[J]. 航空动力学报, 2008, 23(12): 2184-2189.

QING Hua, JIANG Hefu, WEN Weidong, et al. Optimization design of crystallographic orientation in single crystal turbine blade[J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(12): 2184-2189. (in Chinese)

[18] 张晓霞, 周柏卓. 正交各向异性材料弹性本构关系分析[J]. 航空发动机, 1997(1): 20-25.

ZHANG Xiaoxia, ZHOU Baizhuo. Research on elasticity constitutive relationship of anisotropic materials[J]. Aeroengine, 1997(1): 20-25. (in Chinese)

(编辑: 秦理曼)