

基于筏化的镍基单晶合金高温蠕变模型

王佰智, 付 强, 于洪飞

(中国航空工业集团公司 空天发动机研究院有限公司 燃机技术研究中心, 北京 101300)

摘 要: 采用应力法以及界面能法对不同取向的镍基单晶合金在 950 °C 下的筏化类型进行了预测. 上述两种方法的筏化预测结果一致, [001] 取向为 N 型筏化, [011] 取向为 P 型筏化, [111] 取向不筏化. 进一步, 根据筏化预测结果以及晶体滑移理论, 结合 Kachanov-Robotnov (K-R) 损伤演化公式, 建立了一个镍基单晶合金蠕变模型, 采用该模型并结合商用有限元软件 Abaqus 的用户材料子程序 (UMAT) 二次开发接口, 对 [001], [011] 和 [111] 取向下的 CMSX-4 镍基单晶合金, 在 950 °C, 180~450 MPa 应力条件下的蠕变变形行为进行了模拟. 该模型能够准确预测镍基单晶合金的筏化类型以及滑移系开动规律, 更加符合材料的蠕变变形物理机制, 因此模型可以对镍基单晶合金的高温蠕变曲线的第 2, 3 阶段进行很好的模拟, 并得到了试验的验证.

关 键 词: 镍基单晶合金; 筏化; 蠕变; 晶体滑移; 本构模型

中图分类号: V231.3

文献标志码: A

A creep model of nickel based single crystal superalloy at high temperature based on rafting mechanism

WANG Bai-zhi, FU Qiang, YU Hong-fei

(Research Center of Gas Turbine Technology,
Academy of Aeronautic Propulsion Technology,
Aviation Industry Corporation of China, Beijing 101300, China)

Abstract: Mises stress method and interfacial energy method were used to predict the rafting type of nickel based single crystal superalloy in different orientations at 950 °C. The rafting prediction results of above two methods were consistent. The rafting type is N-type in [001] orientation, P-type in [011] orientation and there is no rafting in [111] orientation. Based on the rafting type prediction results and crystal slip theory, a creep constitutive model of nickel based single crystal superalloy considering Kachanov-Robotnov (K-R) equation of damage evolution was introduced. This creep constitutive model was incorporated as a UMAT user defined subroutine in Abaqus and applied to description of the creep behaviors of CMSX-4 single crystal superalloy in [001], [011] and [111] orientations at 950 °C, 180~450 MPa. This model could predict the rafting and slip type of nickel based single crystal superalloy and couple well with the creep deformation physical mechanism. Therefore, this model could simulate the second and third stages of creep curve of nickel based single crystal superalloy, as this has been verified by the experimental data.

Key words: nickel based single crystal superalloy; rafting; creep; crystal slip; constitutive model

镍基单晶合金与传统铸造合金相比具有良好的高温蠕变等力学性能, 已经成为航空发动机热

端部件的重要材料. 随着现代航空发动机对高推质比和高效率等方面的追求, 涡轮进口温度逐步

提高,使得涡轮叶片工作环境越来越恶劣.这就要求研究人员对镍基单晶合金在高温条件下的变形与损伤机制进行深入研究,并对其蠕变行为进行准确预测和评估.因此,准确理解镍基单晶合金的蠕变失效机制,合理设计和准确预测叶片服役寿命成为亟待解决的问题之一.

在高温条件下,镍基单晶合金的微观结构会产生筏化行为. Kondo 等人^[1]研究了预先筏化对 CMSX-4 镍基单晶合金蠕变行为的影响,认为随着 γ 基体相通道宽度的增加,位错的曲率半径也会增加,从而导致蠕变率的增加. SHUI Li 等人^[2]认为,筏状结构平行于拉伸载荷试样(通过压缩载荷进行预先筏化)的蠕变抗力要优于具有立方结构 γ' 强化相的试样,同时也指出因为平行于拉伸载荷方向的筏状结构的产生,使垂直于载荷方向的 γ/γ' 交界面减少,从而抑制了位错的攀移过程. 尽管镍基单晶合金的蠕变性能与其微观位错结构之间的关系还不是十分清楚,但是筏化对蠕变性能具有十分重要的影响已是不争的事实,因此在蠕变性能的计算中必须考虑筏化因素带来的影响.

国内外对于筏化的成因也进行了一些研究,主要有界面能法和应力法. 其中, Socrate 等人^[3]认为 γ' 的形貌变化将按照总能量最小的轨迹发展. Arrell 等人^[4]认为筏化的驱动力是相界面能的降低. 而 Buffiere 等人^[5]和 Tian 等人^[6]则指出位错将在应力较大的相界面处聚集,缓解该处的错配应力并使得该相界面扩大,因此材料将沿着最大应力的方向筏化. 白露等人^[7]考虑了位错密度、位错增殖、变形硬化以及稳态位错组织对蠕变的影响. Reed 等人^[8]进一步研究了筏化对 CMSX-4 镍基单晶合金蠕变过程的影响,同时指出在高温下蠕变破坏必须考虑铸造微孔洞的影响. 艾兴等人^[9]采用孔洞损伤因子以及材质裂化因子对蠕变过程进行了表征.

本文基于应力法和界面能法对不同取向下的 CMSX-4 镍基单晶合金在高温下的筏化类型进行了预测,并基于筏化行为,结合晶体滑移理论以及 K-R 损伤演化公式,建立了蠕变模型,并对不同取向各应力水平的 CMSX-4 镍基单晶合金的蠕变行为进行了模拟. 结果表明,该模型可以准确地计算 CMSX-4 的蠕变变形与寿命.

1 镍基单晶合金的筏化特性

大量的研究表明,在高温条件下,对于负错配

度的镍基单晶合金,受 $[001]$ 取向的拉伸载荷作用,立方形的 γ' 强化相将会产生粗化现象并在垂直 $[001]$ 的方向伸长,同时垂直于 $[001]$ 的基体相通道将会变宽,而平行于 $[001]$ 方向的基体相通道将会逐渐消失,称为 N 型筏化(板状筏化);而在 $[001]$ 取向的拉伸载荷作用下, γ' 相的粗化方向则平行于 $[001]$ 方向,称为 P 型筏化(棒状或针状筏化);而 $[111]$ 取向的镍基单晶合金一般没有筏化现象^[10-12].

迄今主要有应力法和界面能法等两类筏化方向预测模型. 其中 Fan 等人^[13]采用了应力分析方法对 3 个典型取向镍基单晶合金的筏化方向进行了预测. 该方法将外加应力和镍基单晶合金两相的错配应力的合力作为筏化的驱动因素. 在晶轴坐标系下,3 个基体相通道中的错配应力张量 σ_{misfit}^i 可以表示为

$$\sigma_{\text{misfit}}^1 = \begin{bmatrix} \eta\sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & -\sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma_m \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\sigma_{\text{misfit}}^2 = \begin{bmatrix} -\sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \eta\sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & -\sigma_m \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\sigma_{\text{misfit}}^3 = \begin{bmatrix} -\sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & -\sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \eta\sigma_m \end{bmatrix} \quad (3)$$

其中上标 1, 2 和 3 分别表示平行于 $[100]$, $[010]$ 和 $[001]$ 方向的基体相通道; σ_m 表示错配应力的大小,且有 $\sigma_m = E|\delta|$, 其中 E 为镍基单晶合金 $[001]$ 方向弹性模量, δ 为晶格错配度; η 为 0 到 1 之间的系数,表示垂直于基体相通道的错配应力比平行于基体相通道的错配应力小,其大小仅与各个筏化类型在极射赤面三角形内的所控制的面积大小有关,而不改变筏化类型的分布规律. 根据文献^[13], η 取值为 0.1.

晶轴坐标系下的外加应力张量为

$$\sigma_{\text{app}} = \mathbf{T}\sigma\mathbf{T}^T \quad (4)$$

其中 σ 为整体坐标系下的外加应力张量, $\mathbf{T}$ 为整体坐标系到晶轴坐标系的方向余弦矩阵.

3 个基体相通道内的筏化驱动力可以表示为

$$\sigma^j = \sigma_{\text{app}} + \sigma_{\text{misfit}}^j \quad (j = 1, 2, 3) \quad (5)$$

文献^[5-6]研究表明,位错将在应力较大的基体相通道内聚集,缓解该处的错配应力并使得该相界面扩大. 取筏化驱动力 σ^j 的 Mises 等效应力 σ_{Mises}^j 为参量,分别定义 $\sigma_{\text{Mises}}^{\text{max}}$, $\sigma_{\text{Mises}}^{\text{mod}}$, $\sigma_{\text{Mises}}^{\text{min}}$ 为 3 个通道内的最大,中间和最小的 Mises 等效应力,并假

设如下:

1) 当 3 个应力相差不大时 ($\sigma_{\text{Mises}}^{\max} / \sigma_{\text{Mises}}^{\min} \leq 1.2$), 强化相保持立方体, 不筏化;

2) 当 $\sigma_{\text{Mises}}^{\max} + \sigma_{\text{Mises}}^{\min} \geq 2\sigma_{\text{Mises}}^{\text{mod}}$ 时, N 型筏化;

3) 当 $\sigma_{\text{Mises}}^{\max} + \sigma_{\text{Mises}}^{\min} < 2\sigma_{\text{Mises}}^{\text{mod}}$ 时, P 型筏化。

CMSX-4 镍基单晶合金在 950 °C, 450 MPa 应力条件下的筏化预测结果见图 1, 相关参数见表 1。

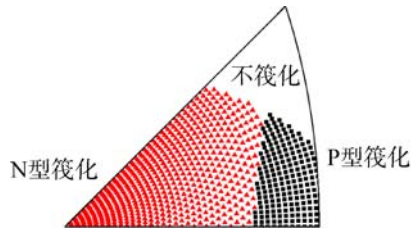


图 1 Mises 应力法预测的 CMSX-4 筏化类型在极射赤面三角形投影上的分布图 (950 °C, 450 MPa)

Fig. 1 Rafting type contour for CMSX-4 in the stereographic triangle by Mises stress method (950 °C, 450 MPa)

表 1 Mises 应力法筏化计算参数表

Table 1 Parameters for rafting calculation by Mises stress method

E/GPa	$\delta/10^{-3} [14]$	α
101	-1.16	0.1

岳珠峰等人^[15]采用界面能法对典型极射赤面三角形内各取向的镍基单晶合金筏化行为进行了计算. 定义相界面能密度为

$$U^i = \frac{\beta}{2} \cdot \frac{a_{\gamma'}^i}{a_{\gamma'}^0} |a_{\gamma'}^i - a_{\gamma'}^0| G_{\gamma'} \quad (6)$$

其中

$$a_{\gamma'}^i = a_{\gamma'}^0 \left[1 + \frac{\sigma_j - \nu_{\gamma'}(\sigma_i + \sigma_k)}{E_{\gamma'}} \right] \cdot \left[1 + \frac{\sigma_k - \nu_{\gamma'}(\sigma_i + \sigma_j)}{E_{\gamma'}} \right] \left[1 - \frac{|\tau_{ij}|}{G_{\gamma'}} \right] \left[1 - \frac{|\tau_{ik}|}{G_{\gamma'}} \right] \quad (7)$$

$$a_{\gamma'}^i = a_{\gamma'}^0 \left[1 + \frac{\sigma_j - \nu_{\gamma'}(\sigma_i + \sigma_k)}{E_{\gamma'}} \right] \cdot \left[1 + \frac{\sigma_k - \nu_{\gamma'}(\sigma_i + \sigma_j)}{E_{\gamma'}} \right] \left[1 - \frac{|\tau_{ij}|}{G_{\gamma'}} \right] \left[1 - \frac{|\tau_{ik}|}{G_{\gamma'}} \right] \quad (8)$$

其中 $a_{\gamma'}^0$ 和 $a_{\gamma'}^i$ 分别是不受外载时的强化相和基体相的晶格常数; E_{γ} , ν_{γ} , G_{γ} 分别是基体相弹性模量、泊松比和切变模量; $E_{\gamma'}$, $\nu_{\gamma'}$, $G_{\gamma'}$ 分别是强化相

弹性模量、泊松比和切变模量; β 为模型参数; τ_{ij} 及 τ_{ik} 为法向为 i 的相界面内的 j 方向与 k 方向的分切应力. 当受到外加应力作用时, i 方向的强化相晶格常数和基体相晶格常数 $a_{\gamma'}^i$ 和 a_{γ}^i 发生改变进而影响相界面能密度. 当 3 个方向的相界面能密度近似相等时, 不发生筏化; 当最大相界面能密度高于其他两个时, 发生 P 型棒状筏化; 当最小相界面能密度较低与其他两个时, 发生 N 型板状筏化. 模型参数见表 2, 计算结果见图 2。

表 2 界面能法筏化计算参数表

Table 2 Parameters for rafting calculation by interfacial energy method

E_{γ}/GPa	ν_{γ}	G_{γ}/GPa	a_{γ}^0/nm
77.7	0.36	92	0.3638
$E_{\gamma'}/\text{GPa}$	$\nu_{\gamma'}$	$G_{\gamma'}/\text{GPa}$	$a_{\gamma'}^0/\text{nm}$
82.9	0.41	92	0.3633

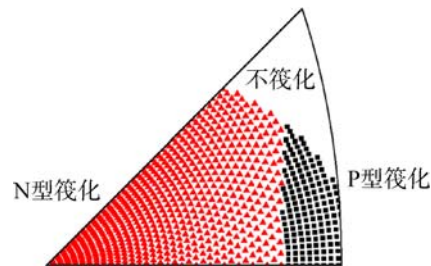


图 2 界面能法预测的 CMSX-4 筏化类型在极射赤面三角形上的分布图 (950 °C, 450 MPa)

Fig. 2 Rafting type contour for CMSX-4 in the stereographic triangle by interfacial energy method (950 °C, 450 MPa)

界面能法和应力法的计算结果对比表明, $[001]$, $[011]$ 和 $[111]$ 3 个典型取向附近的筏化预测结果一致; 中间区域, 主要是 $[001]$ — $[011]$ 边界上的板状和棒状筏化区域略有不同, 还需试验进行进一步验证. 文献^[16]指出, 由于系统能量涉及到多个方面, 而由位错运动导致的能量变化不易精确计算, 因此其判断结果有时与试验并不完全一致. 但是应力法所需材料参数较少, 判断的依据确定性较强, 相对来说更适于工程计算。

2 基于晶体滑移理论的蠕变模型

2.1 蠕变模型

镍基单晶合金是 $L1_2$ 面心立方结构的高温合

金,其宏观变形主要来自 3 组可能开动的滑移系族,即 $\langle 110 \rangle \{111\}$ 滑移系族, $\langle 110 \rangle \{100\}$ 滑移系族以及 $\langle 112 \rangle \{111\}$ 滑移系族. 基于晶体滑移理论,宏观应变与滑移系产生的分切应变之间的关系,可以表示为

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \sum_{\alpha=1}^N \gamma_{\alpha} \mathbf{P}_{\alpha} \quad (9)$$

其中 γ_{α} 为各个滑移系的分切应变, $\mathbf{P}_{\alpha}$ 为取向因子

$$\mathbf{P}_{\alpha} = (\mathbf{s}_{\alpha} \mathbf{n}_{\alpha}^T + \mathbf{n}_{\alpha} \mathbf{s}_{\alpha}^T) / 2 \quad (10)$$

式中 $\mathbf{s}_{\alpha}$, $\mathbf{n}_{\alpha}$ 分别表示滑移系的滑移方向和滑移面的法向的单位向量.

在高温条件下,镍基单晶合金的蠕变曲线表现出明显的蠕变第 2 阶段和第 3 阶段,而蠕变第 1 阶段并不明显. 根据 Norton 蠕变公式,蠕变第 2 阶段的滑移系分切应变率与分切应力满足

$$\dot{\gamma}_{\alpha} = A(\tau_{\alpha})^n \quad (11)$$

其中 A , n 为温度相关的参数. 且根据 Schmid 定律,分切应力 τ_{α} 与外加应力 $\boldsymbol{\sigma}$ 的关系为

$$\tau_{\alpha} = \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{P}_{\alpha} \quad (12)$$

研究表明,在蠕变的早期阶段,材料的筏化已基本形成. 大量研究认为筏化对蠕变变形的影响主要体现在基体相通道宽度的变化对 Orowan 机制的影响^[12-13]. 而要量化 Orowan 机制,必须从统计角度出发对镍基单晶合金在筏化过程中的基体相通道宽度进行测量,这势必对镍基单晶合金蠕变变形及寿命的工程计算带来很大困难. 除此之外,一旦将筏化作为一个单独的损伤因子加以计算,在高温蠕变计算中,铸造微孔洞等损伤规律的相关参数就不能由宏观蠕变变形曲线直接求得(因为仅通过宏观手段无法分离筏化或空洞损伤带来的影响),而必须采用微细观手段对空洞损伤演化规律进行直接描述(如空穴体积的测量),这无疑也对镍基单晶合金蠕变的工程计算带来了相当的难度.

为避免上述工程计算中的问题,本文将筏化视作一种损伤,综合考虑筏化与空洞损伤的影响,并采用一个损伤因子 D 来综合表征两者的作用. 由于各取向筏化类型的不同,则损伤因子 D 的演化规律相关参数也不尽相同.

根据经典的 K-R 损伤模型,采用下式来表示损伤因子的演化

$$\tau_{\alpha} = \frac{\tau_{\alpha}^0}{1 - D} \quad (13)$$

$$\dot{D} = B \frac{(\tau_{\alpha})^w}{(1 - D)^m} \quad (14)$$

其中 τ_{α}^0 为滑移系分切应力, B , m , w 为温度相关参数. 结合 Norton 蠕变公式(11)来表征高温条件下的镍基单晶合金蠕变变形行为.

模型需对开动滑移系做出选择. 已有电子背散射衍射(EBSD)结论表明,在高温条件下 $[001]$ 取向附近的镍基单晶合金的蠕变变形来自于 $\langle 101 \rangle \{111\}$ 滑移系; $[111]$ 取向附近及极射赤面三角形 $[011]$ — $[111]$ 边界附近的镍基单晶合金蠕变变形主要来自于 $\langle 112 \rangle \{111\}$ 滑移系^[17].

2.2 蠕变模型参数的确定

研究表明,不同的筏化类型对材料蠕变行为的影响不同^[18]. 为了对极射赤面三角形内各取向镍基单晶合金材料的蠕变进行表征,首先,要根据第 1 节的所述方法确定不同取向镍基单晶合金的蠕变筏化类型以及滑移系开动类型,然后基于筏化类型的判断,对相应取向下的模型参数进行计算.

以 $[001]$ 取向为例,首先根据第 1 节所述应力法计算得到该取向下的筏化类型为 N 型筏化,然后根据 EBSD 试验结果选取 $\langle 101 \rangle \{111\}$ 八面体滑移系开动进行本构模型计算. 式(11)的参数有 A 和 n . 在单轴情况下,滑移系族最大分切应力 τ 和拉伸方向应力 σ 之间满足 Schmid 定律,见公式(12),定量关系见表 3;最大分切应变 γ 和拉伸方向应变 ϵ 之间满足公式(9),定量关系见表 4. 根据 $[001]$ 取向施加的宏观应力以及宏观蠕变应变率,通过表 3 和表 4 可以计算得到分切应力 τ_{α} 以及分切应变率 $\dot{\gamma}_{\alpha}$. 进一步通过对公式(11)取对数之后,根据不同应力水平的蠕变试验起始阶段的蠕变率进行线性拟合可以求得参数 A 和 n .

对于损伤演化公式(13),积分可得蠕变寿命 t

$$t = \frac{1}{B(1 + m)(\tau_{\alpha})^w} \quad (15)$$

表 3 分切应力与拉伸应力之间的关系

Table 3 Relations between shear stress and tensile stress

分切应力 τ	拉伸方向应力 σ	
	$\langle 101 \rangle \{111\}$	$\langle 112 \rangle \{111\}$
$\langle 001 \rangle$	$\sqrt{6}/6$	$\sqrt{2}/3$
$\langle 011 \rangle$	$\sqrt{6}/6$	$\sqrt{2}/3$
$\langle 111 \rangle$	$\sqrt{6}/9$	$2\sqrt{2}/9$

将式(15)取对数之后,根据不同应力水平试验得到的破坏时间,进行线性拟合可以得到参数 ω ,然后再由比较试验数据的试算逐步逼近 B, m .

同理,可求得 $[011]$ 和 $[111]$ 两个典型取向下的蠕变模型参数.3个典型取向下的计算所得参数见表5.

表 4 分切应变与拉伸应变之间的关系
Table 4 Relations between shear strain and tensile strain

分切应变 γ	拉伸方向应变 ϵ	
	$\langle 101 \rangle \{111\}$	$\langle 112 \rangle \{111\}$
$\langle 001 \rangle$	$\sqrt{6}/8$	$3\sqrt{2}/8$
$\langle 011 \rangle$	$\sqrt{6}/4$	$3\sqrt{2}/4$
$\langle 111 \rangle$	$\sqrt{6}/4$	$3\sqrt{2}/4$

表 5 蠕变模型参数
Table 5 Parameters for creep model

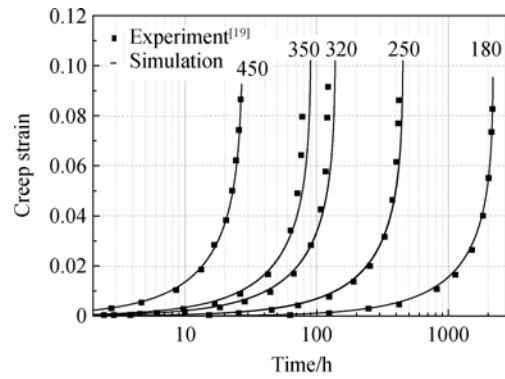
变量	$[001]$ 取向 $\langle 101 \rangle \{111\}$ N 型筏化	$[011]$ 取向 $\langle 112 \rangle \{111\}$ P 型筏化	$[111]$ 取向 $\langle 112 \rangle \{111\}$ 不筏化
n	4.93	5.26	5.79
$A/10^{-15}$	2.4	0.45	0.30
ω	4.81	5.39	6.37
m	5	6	7
$B/10^{-16}$	840	9.44	0.416

3 蠕变结果模拟

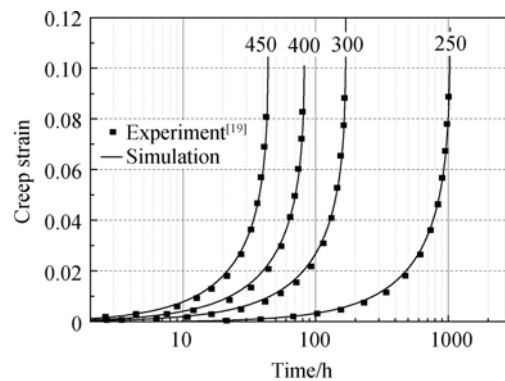
为便于工程计算,结合商用有限元软件 Abaqus 的用户材料子程序接口 UMAT,已将上述筏化类型确定方法以及蠕变模型编制成用户材料子程序.

采用该程序,结合商用有限元软件 Abaqus 对 CMSX-4 材料在 950°C , $[001]$, $[011]$ 和 $[111]$ 3 个取向,不同应力水平的蠕变变形进行了模拟,试验数据来自于文献[19],本文计算结果见图 3(a)~图 3(c).由试验结果可知,高温下的镍基单晶合金蠕变曲线几乎没有第 1 阶段,但是存在明显的第 2,3 阶段.采用带损伤的 Norton 蠕变方程表征镍基单晶合金的蠕变变形是合理的.且在一个很大的应力范围内,各个取向下的蠕变本构模型计算结果同试验结果都相当吻合.因此,本文所用模型可以准确地反映镍基单晶合金的蠕变变形

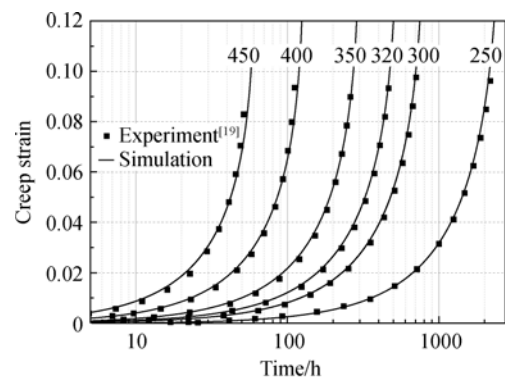
行为.



(a) $[001]$, 450, 350, 320, 250, 180 MPa



(b) $[011]$, 450, 400, 300, 250 MPa



(c) $[111]$, 450, 400, 350, 320, 300, 250 MPa

图 3 950°C 下 $[001]$, $[011]$ 和 $[111]$ 取向的 CMSX-4 材料蠕变变形试验结果与计算结果对比

Fig. 3 Comparison of $[001]$, $[011]$ and $[111]$ oriented CMSX-4 creep experiment results and simulation results at 950°C

4 结 论

1) 本文分别采用应力法和界面能法对在极射赤面三角形内各个取向的镍基单晶合金的筏化类型进行了预测.结果表明,两种方法计算结果基本一致,主要是 $[001]$ — $[011]$ 边界上的板状和棒状筏化区域略有不同.但是应力方法所需材料参

数较少,计算更方便.

2) 根据筏化计算结果,结合晶体滑移理论以及 K-R 损伤公式,建立了镍基单晶合金蠕变模型,对[001],[011]和[111]3个典型取向 CM-SX-4 材料在 950℃ 的蠕变行为进行了计算.对比试验结果表明,该模型可以准确的对 950℃ 各应力水平下镍基单晶合金蠕变行为进行表征.

参考文献:

- [1] Kondo Y, Kitazaki N, Namekata J, et al. Effect of morphology of γ' phase on creep resistance of a single crystal nickel-based superalloy, CMSX-4[C]//Proceedings of Superalloys 1996. Warrendale: The Minerals, Metals and Materials Society, 1996: 297-304.
- [2] SHUI Li, JIN Tao, TIAN Sugui, et al. Influence of precipitate morphology on tensile creep of a single crystal nickel-base superalloy[J]. Materials Science and Engineering: A, 2007, 454/455: 461-466.
- [3] Socrate S, Parks D M. Numerical determination of the elastic driving force for directional coarsening in Ni-superalloys [J]. Acta Metallurgica et Materialia, 1993, 41(7): 2185-2209.
- [4] Arrell D J, Vallés J L. Rafting prediction criterion for superalloys under a multiaxial stress[J]. Scripta Materialia, 1996, 35(6): 727-732.
- [5] Buffiere J Y, Ignat M. A dislocation based criterion for the raft formation in nickel-based superalloys single crystals [J]. Acta Metallurgica et Materialia, 1995, 43(5): 1791-1797.
- [6] Tian S G, Zhang S, Liang F S, et al. Microstructure evolution and analysis of a single crystal nickel-based superalloy during compressive creep[J]. Materials Science and Engineering: A, 2011, 528(15): 4988-4993.
- [7] 白露, 杨晓光, 石多奇, 等. 镍基单晶合金蠕变研究: 基于晶体塑性的蠕变建模[J]. 航空动力学报, 2009, 24(9): 2001-2006.
BAI Lu, YANG Xiaoguang, SHI Duoqi, et al. Crystal-plasticity-based creep model for Ni-based single crystal superalloy[J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(9): 2001-2006. (in Chinese)
- [8] Reed R C, Matan N, Cox D C, et al. Creep of CMSX-4 superalloy single crystals: effects of rafting at high temperature[J]. Acta Materialia, 1999, 47(12): 3367-3381.
- [9] 艾兴, 高行山, 温志勋, 等. DD6 镍基单晶合金气膜孔薄壁平板高温蠕变性能[J]. 航空动力学报, 2014, 29(5): 1197-1204.
- AI Xing, GAO Hangshan, WEN Zhixun, et al. Creep behavior of thin-walled plate with cooling holes of nickel-based single crystal superalloy DD6 under high temperature[J]. Journal of Aerospace Power, 2014, 29(5): 1197-1204. (in Chinese)
- [10] Matan N, Cox D C, Rae C M F, et al. On the kinetics of rafting in CMSX-4 superalloy single crystals[J]. Acta Materialia, 1999, 47(7): 2031-2045.
- [11] Ichitsubo T, Koumoto D, Hirao M, et al. Rafting mechanism for Ni-base superalloy under external stress: elastic or elastic-plastic phenomena[J]. Acta Materialia, 2003, 51(14): 4033-4044.
- [12] Kamaraj M, Serin K, Kolbe M, et al. Influence of stress state on the kinetics of γ channel widening during high temperature and low stress creep of the single crystal superalloy CMSX-4[J]. Materials Science and Engineering: A, 2001, 319/320/321: 796-799.
- [13] Fan Y N, Shi H J, Qiu W H. Constitutive modeling of creep behavior in single crystal superalloys: effect of rafting at high temperatures[J]. Materials Science and Engineering: A, 2015, 644: 225-233.
- [14] Pyczak F, Devrient B, Mughrabi H. The effects of different alloying elements on the thermal expansion coefficients, lattice constants and misfit of nickel-based superalloys investigated by X-ray diffraction[C]//Proceedings of Superalloys 2004. Warrendale: The Minerals, Metals and Materials Society, 2004: 827-836.
- [15] 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.
- [16] 曹娟, 王延荣, 石多奇. 镍基单晶高温合金蠕变筏化模型研究[J]. 航空动力学报, 2009, 24(8): 1691-1698.
CAO Juan, WANG Yanrong, SHI Duoqi. A rafting model for creep of Ni base single crystal at high temperature based on microstructure cell [J]. Journal of Aerospace Power, 2009, 24(8): 1691-1698. (in Chinese)
- [17] MacLachlan D W, Wright L W, Gunturi S, et al. Modelling the anisotropic and biaxial creep behaviour of Ni-base single crystal superalloys CMSX-4 and SRR99 at 1 223 K[C]//Proceedings of Superalloys 2000. Warrendale: The Minerals, Metals and Materials Society, 2000: 357-366.
- [18] Jácóme L A, Nörtershäuser P, Heyer J K, et al. High-temperature and low-stress creep anisotropy of single-crystal superalloys[J]. Acta Materialia, 2013, 61(8): 2926-2943.
- [19] MacLachlan D W, Wright L W, Gunturi S, et al. Constitutive modelling of anisotropic creep deformation in single crystal blade alloys SRR99 and CMSX-4[J]. International Journal of Plasticity, 2001, 17(4): 441-467.

(编辑: 陈 越)