

文章编号:1000-8055(2012)06-1230-08

各向异性多轴近似应力应变分析方法 研究及应用

王井科, 杨晓光

(北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191)

摘 要: 用基于 Neuber 法则的各向异性多轴近似应力应变分析方法, 计算了沿不同方向加载时, 定向凝固合金 DZ125 和单晶 DD6 材料缺口构件, 弹塑性应力应变分布以及应力集中处的弹塑性应力-应变响应。同时, 将微分形式的、考虑了时间效应的 Neuber 法则拓展到各向异性多轴保载情形, 给出了拉伸保载时缺口根部的应力-应变响应。计算结果显示, 单轴循环模拟结果与试验数据吻合, 缺口构件循环加载以及拉伸保载预测结果与物理实际相符, 证明了基于 Neuber 法则的各向异性多轴应力应变分析方法, 可用于国产定向凝固合金和单晶材料循环加载以及拉伸保载分析。

关 键 词: Neuber 法则; 各向异性; 多轴; 保载; 定向凝固合金; 单晶

中图分类号: V231.91

文献标志码: A

Study and application on anisotropic multiaxial approximate stress and strain analysis method

WANG Jing-ke, YANG Xiao-guang

(School of Jet Propulsion, Beijing University of Aeronautics and Astronautics,
Beijing 100191, China)

Abstract: The multiaxial anisotropic approximate stress-strain analysis method based on Neuber's rule was used to predict the stress and strain response of notched component machined with directionally solidified superalloy DZ125 and single crystal DD6. Different load directions were considered. The approximate analysis model based on differential Neuber's rule, considering the time-dependent creep-plasticity, was extended to anisotropic multiaxial dwell loading simultaneously. Our results show that, the uniaxial simulation results are close to the experimental data, and cyclic loading and dwell loading predictive results conform to physical facts. So, the approximate stress-strain analysis method based on Neuber's rule can be applied on native directionally solidified superalloy and single crystal material.

Key words: Neuber's rule; anisotropy; multiaxial; dwell loading;
directionally solidified superalloy; single crystal

随着性能要求的不断提升, 现代燃气涡轮发动机的结构越来越复杂, 造成实际构件通常包含各种形式的缺口; 同时, 为了满足高温、大应力对材料的疲劳性能和蠕变性能的要求, 各向异性材

料得到了广泛应用。缺口的存在引起缺口根部应力集中, 同时使应力状态由单轴变为多轴。基于应变的寿命分析方法, 必须首先获得缺口根部应力-应变分布。

收稿日期: 2011-07-11

网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20120704.1152.201206.1230_005.html

作者简介: 王井科(1982—), 男, 四川大竹人, 工程师, 博士生, 主要从事高温结构强度研究。

虽然已有限元方法可进行应力应变分析,但在需要高密度网格的结构分析中,其效率较低,耗费很大;而近似方法十分简便且能保证一定精度。因而,在工程实际中人们提出了,很多像 Neuber 法则^[1]这样的描述缺口周边弹-塑性应力-应变响应的近似分析方法^[1-9],即使当前计算速度飞速提高,在初步设计阶段,这些近似分析方法仍有大量需求。随着近似方法的进一步的发展和应用^[2,4,8-16],当前基于 Neuber 法则的近似方法,已经可以进行各向异性多轴循环加载以及各向同性蠕变分析。

Neuber 法则由德国工程师 Neuber^[1]于 1961 年开创性地提出,最初用于近似分析单轴、各向同性、非弹性应力-应变响应,其后 Topper 等^[1]将之应用到解决缺口疲劳问题。Hoffman 和 Seeger^[3]在假定比例加载前提下,将 Neuber 法则进一步应用到各向同性多轴应力-应变分析;Köttgen 等^[9]运用假定弹性应力-应变分布以及 Hill 屈服准则概念,提出了可用于比例和非比例加载的各向同性多轴缺口应力-应变分析模型。Betten^[16]利用各向异性张量函数理论完成了对 Ramberg-Osgood 关系张量化, Mücke 和 Bernhardt 等^[13]在前面工作的基础上,假定缺口区域弹性和弹塑性偏应变能密度相等,将 Neuber 法则推广到全多轴加载情形,从而使模型可以分析横观各向同性的定向凝固合金以及立方各向异性的单晶材料,时间无关的非弹性应力-应变响应。对于时间相关问题,Chaudonneret 和 Culie^[17]证明了微分形式的 Neuber 法则可成功用于静态或循环加载条件下缺口根部的蠕变应力、应变预测;Mohtakhar 等^[18]假定蠕变过程中缺口根部应变能密度保持不变,从而将 Neuber 法则用于分析蠕变引起的缺口根部应力-应变响应;Harkegard 和 Sorbo^[10]利用数学方法简化了 Chaudonneret 提出的模型^[17],使之可用于名义应力和应变保持不变情况下缺口根部蠕变应力-应变求解;Nuñez 和 Glin-ka^[14]进一步运用数学手段,使运用 Neuber 法则求解蠕变引起的缺口应力-应变响应,在效率上显

著提高。

目前,多轴 Neuber 法则在国内没有被应用到国产定向凝固合金和单晶材料结构件应力应变分析;而且对于保载引起的缺口根部应力-应变响应,在公开文献上没有找到针对各向异性材料的简化模型。本文将基于 Neuber 法则的多轴应力-应变分析模型,应用到了航空发动机中大量使用的定向凝固合金 DZ125 和单晶 DD6 材料构件的弹塑性应力应变响应分析,只需要知道线弹性有限元解,构件任意位置的弹塑性应力应变就可由简化模型求得。同时,通过将 Neuber 法则拓展到各向异性多轴情况,创建了可用于分析应力保载下缺口构件应力-应变响应的模型。

1 时间无关的各向异性多轴

Neuber 法则

各向同性、单轴情形下,Neuber 法则^[1]可表示为线弹性分析得到的弹性应力与弹性应变的乘积,等于弹塑性应力与应变的乘积。Hoffman 和 Seeger^[3]应用等效应力、应变概念给出了各向同性多轴 Neuber 法则,即 $\sigma_{eq}^* \epsilon_{eq}^* = \sigma_{eq} \epsilon_{eq}$,其中带“*”的变量表示线弹性应力和应变,反之则为弹塑性应力和应变。用张量形式的偏应变能密度可表示为 $\sigma^* \text{dev} : \epsilon^* \text{dev} = \sigma^{\text{dev}} : \epsilon^{\text{dev}}$ 。对于各向异性材料相应的张量形式为^[14]

$$\sigma^* \text{dev} : \epsilon^* (\sigma^* \text{dev}) = \sigma^{\text{dev}} : \epsilon (\sigma^{\text{dev}}) \quad (1)$$

式中弹性应变张量 $\epsilon^* (\sigma^* \text{dev})$ 可通过 Hooke 定律由弹性偏应力张量求得 $\epsilon^* (\sigma^* \text{dev}) = H : \sigma^* \text{dev}$,其中 H 是弹性柔度张量,表征弹性应变的方向性。弹塑性应变张量 $\epsilon (\sigma^{\text{dev}})$ 可通过张量化的关于各向异性材料的 Ramberg-Osgood 关系求得^[16],即

$$\epsilon (\sigma^{\text{dev}}) = H : \sigma^{\text{dev}} + \frac{\alpha}{E_r} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_0} \right)^{n-1} M : \sigma^{\text{dev}} \quad (2)$$

式中 M 是用 Hill 参数表示的四阶张量,用以表征塑性各向异性以及基于 Hill 准则的各向异性等效应力 $\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma^{\text{dev}} : M : \sigma^{\text{dev}}}$ 。四阶张量 M 和 H 写成 $[6 \times 6]$ 的矩阵形式如下:

$$[M] = \begin{bmatrix} G+H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & H+F & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & F+G & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2N \end{bmatrix}$$

$$[H] = \begin{bmatrix} 1/E_1 & -\nu_{21}/E_2 & -\nu_{31}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{12}/E_1 & 1/E_2 & -\nu_{32}/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{13}/E_1 & -\nu_{23}/E_2 & 1/E_3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{31} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{12} \end{bmatrix}$$

式中参数均为材料常数。

用 $\sigma^* = \sqrt{\sigma^* : \sigma^*}$ 表示假想弹性应力的
大小, $\sigma = \sqrt{\sigma : \sigma}$ 表示实际弹塑性应力的
大小, $D^* = \sigma^* / \sigma^*$ 和 $D = \sigma / \sigma$ 分别表示其相应的方向。
同时假定, 在小变形时 $D = D^*$, 可以得到基于
Neuber 法则的本构方程

$$\begin{aligned} (D^{*\text{dev}} : H : D^{*\text{dev}}) \sigma^{*2} = \\ (D^{*\text{dev}} : H : D^{*\text{dev}}) \sigma^2 + \\ \frac{Q}{E_r} (D^{*\text{dev}} : M : D^{*\text{dev}}) \sigma^2 \times \\ \left[\frac{(\sqrt{D^{*\text{dev}} : M : D^{*\text{dev}}}) \sigma}{\sigma_0} \right]^{n-1} \end{aligned} \quad (3)$$

式(3)中, 只要已知假想弹性应力, 就可以求得弹
塑性应力, 带入 Ramberg-Osgood 关系式则可以
得到弹塑性应变。

2 时间相关的各向异性多轴缺口

Neuber 法则

Nuñez 和 Glinka^[14] 已经将考虑时间效应的、
缺口问题弹塑性应力-应变近似分析的 Neuber 法
则推广到了数学形式相对简单的各向同性多轴情
形。运用 Mücke 和 Bernhardt^[13] 将单轴 Neuber
法则推广到多轴的思想, 我们将 Neuber 法则应
用到了时间相关的各向异性、多轴、带保载缺口问
题的分析。

对于恒温、恒定载荷作用下缺口构件的保载
行为, 只要蠕变局限在一个局部区域, 根据等效总
应变能密度保持恒定的 Neuber 法则, 可合理地
进行如下假定^[13]:

$$[\sigma^* : \varepsilon^*]_{\text{dev}} = [\sigma^t : \varepsilon^t]_{\text{dev}} \quad (4)$$

式中时间相关的总应变 ε^t 可分解为, 弹性应变
 ε^{el} 、初始塑性应变 ε^{p0} 和蠕变应变 ε^{cr} , 即

$$\varepsilon^t = \varepsilon^{\text{el}} + \varepsilon^{\text{p0}} + \varepsilon^{\text{cr}} \quad (5)$$

其中, 加载时产生的初始塑性应变 ε^{p0} , 鉴于其不
可恢复性, 在保载过程中可认为其保持在时间
 $t=0$ 时刻的水平, 即在保载时仅有弹性卸载和蠕
变变形交互作用。

鉴于蠕变现象可在相对较小的应力下发生,

需计及远场蠕变效应, Moftakhar 等人^[19] 建议,
用总应变能密度集中因子 K_Ω 考虑远场蠕变应变
能密度 Ω^{cf} 的改变, 从而定义应变能密度集中因
子为

$$K_\Omega = \frac{\Omega^*}{\Omega^{\text{f}}} = \frac{[\sigma^* : \varepsilon^*]_{\text{dev}}}{[\sigma^{\text{f}} : \varepsilon^{\text{f}}]_{\text{dev}}} \quad (6)$$

式中 Ω^* 表示线弹性求解得到的缺口尖端总应变
能密度, Ω^{f} 表示远场预指定点的总应变能密度,
也由线弹性求解得到。对于纯轴向加载, 取距离缺
口半径 3 倍处的弹性应力为远场应力; 对于纯弯
加载, 远场应力定义为名义弯曲应力的一半。

保载时, 远场蠕变对缺口尖端行为的影响, 可
通过一个附加应变能密度表征, 结合 Neuber 法
则总应变能密度可表示为

$$[\sigma^0 : \varepsilon^0]_{\text{dev}} + K_\Omega \Omega^{\text{cf}} = [\sigma^t : \varepsilon^t]_{\text{dev}} \quad (7)$$

其中 $\Omega^{\text{cf}} = [\sigma^{\text{f}} : \varepsilon^{\text{cf}}]_{\text{dev}}$, 表示远场蠕变对总应变能
的贡献。将时间相关的总应变表达式带入上式, 并
将之对时间微分, 可得

$$\begin{aligned} K_\Omega \{ [\sigma^{\text{f}} : \dot{\varepsilon}^{\text{cf}}]_{\text{dev}} + [\dot{\sigma}^{\text{f}} : \varepsilon^{\text{cf}}]_{\text{dev}} \} = \\ [\dot{\sigma}^t : \dot{\varepsilon}^{\text{el}}]_{\text{dev}} + [\dot{\sigma}^t : \dot{\varepsilon}^{\text{cr}}]_{\text{dev}} + [\dot{\sigma}^t : \dot{\varepsilon}^{\text{p0}}]_{\text{dev}} + \\ [\dot{\sigma}^t : \dot{\varepsilon}^{\text{ct}}]_{\text{dev}} + [\dot{\sigma}^t : \varepsilon^{\text{ct}}]_{\text{dev}} \end{aligned} \quad (8)$$

当外载荷保持恒定时, 应力必须满足力平衡
条件, 故由蠕变造成的远场应力不可能急剧变化,
因而可以假定, 在保载时远场应力 σ^{f} 保持不变,
即 $\dot{\sigma}^{\text{f}} \equiv \sigma^{\text{f}}|_{t=0}$, 则有 $\dot{\sigma}^{\text{f}} = 0$ 。同时, 将弹性应变用
Hooke 定律代换, 于是有

$$\begin{aligned} K_\Omega [\sigma^{\text{f0}} : \dot{\varepsilon}^{\text{cf}}]_{\text{dev}} = 2[\sigma^t : H : \dot{\sigma}^t]_{\text{dev}} + \\ [\dot{\sigma}^t : \varepsilon^{\text{p0}}]_{\text{dev}} + [\sigma^t : \dot{\varepsilon}^{\text{cr}}]_{\text{dev}} + [\dot{\sigma}^t : \varepsilon^{\text{cr}}]_{\text{dev}} \end{aligned} \quad (9)$$

用时间增量的形式改写上式得到

$$\begin{aligned} K_\Omega [\sigma^{\text{f0}} : \Delta \varepsilon^{\text{cfn}}]_{\text{dev}} = \\ [\Delta \sigma^t : (2\sigma^{\text{f}n-1} : H + \varepsilon^{\text{p0}} + \varepsilon^{\text{cn}})]_{\text{dev}} + \\ [\sigma^{\text{f}n-1} : \Delta \varepsilon^{\text{cn}}]_{\text{dev}} \end{aligned} \quad (10)$$

式(10)中, 由于蠕变变形过程中, 只有弹性变形和
蠕变交互作用, 则应力增量 $\Delta \sigma^t$ 可以表示为

$$\Delta \sigma^t = D^* * \Delta \sigma^{\text{f}n} \quad (11)$$

其中, $\Delta \sigma^{\text{f}n}$ 表示应力增量张量 $\Delta \sigma^{\text{f}n}$ 的大小。最后
可以得到

$$\Delta \sigma^{\text{f}n} = \frac{K_\Omega [\sigma^{\text{f0}} : \Delta \varepsilon^{\text{cfn}}]_{\text{dev}} - [\sigma^{\text{f}n-1} : \Delta \varepsilon^{\text{cn}}]_{\text{dev}}}{[D^* : (2\sigma^{\text{f}n-1} : H + \varepsilon^{\text{p0}} + \varepsilon^{\text{cn}})]_{\text{dev}}} \quad (12)$$

式中蠕变增量 $\Delta \varepsilon^{cn} = \Delta t_n * \dot{\varepsilon}^c(\sigma; t)$, 其中 $\dot{\varepsilon}^c(\sigma; t)$ 由蠕变定律确定.

3 计算模型及材料参数

3.1 计算模型

为了验证各向异性多轴简化应力应变分析方法,采用如图 1 所示计算模型,分析沿其缺口平分线的应力、应变分布,以及缺口根部位置的循环应力-应变响应;同时考虑保载对缺口根部位置应力、应变的影响.平板厚度为 1.5 mm.

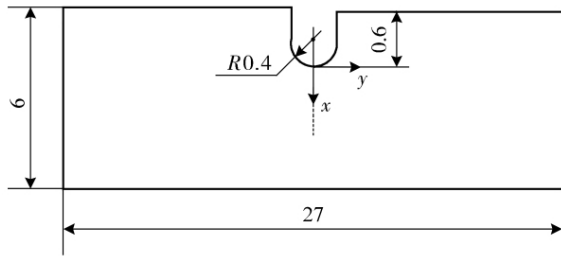


图 1 缺口平板构件 (单位:mm)

Fig. 1 Notched flat component (unit:mm)

3.2 材料参数

本文选取目前航空发动机中广泛使用的定向凝固合金 DZ125 和单晶 DD6 材料分析缺口构件的弹塑性应力-应变响应.由航空发动机材料数据活页上查得,DZ125 在 850 °C 时和 DD6 在 760 °C 时的材料参数,见表 1 和表 2.

航空发动机材料数据活页可查得 DZ125 和 DD6 材料的蠕变曲线,针对其蠕变特点采用 The-
ta 模型表征材料的蠕变变形,方程如下:

$$\dot{\varepsilon}^c(\sigma; t) = (\theta_1 \theta_2 e^{-\theta_2 t} + \theta_3 \theta_4 e^{\theta_4 t}) \cdot n_{ij} \quad (13)$$

$$\ln \theta_i = a_i + b_i \sigma + c_i T + d_i \sigma T \quad (14)$$

式中 a, b, c, d 为材料参数; n_{ij} 表示蠕变变形方向.材料参数见表 3 和表 4.

表 1 DZ125 时间无关材料参数(850 °C)

Table 1 Time independent parameters for DZ125 (850 °C)

弹性常数	Ramberg-Osgood 参数	Hill 参数
$E_1 = E_2 = 117 \text{ GPa}$		
$E_3 = 91 \text{ GPa}$	$n = 3.33$	$F = G = 0.5$
$\nu_{12} = 0.295$	$\alpha = 0.195$	$H = 0.6784$
$\nu_{13} = \nu_{23} = 0.595$	$E_r = 91 \text{ GPa}$	$L = M = 1.648$
$G_{12} = 52.5 \text{ GPa}$	$\sigma_0 = 825 \text{ MPa}$	$N = 1.8568$
$G_{31} = G_{23} = 89.8 \text{ GPa}$		

表 2 DD6 时间无关材料参数(760 °C)

Table 2 Time independent parameters for DD6 (760 °C)

弹性常数	Ramberg-Osgood 参数	Hill 参数
$E = 105.5 \text{ GPa}$	$n = 16.72$	
$\nu = 0.377$	$\alpha = 0.07431$	$F = G = H = 0.5$
$G = 105 \text{ GPa}$	$E_r = 105.5 \text{ GPa}$	$L = M = N = 2.08$
	$\sigma_0 = 935 \text{ MPa}$	

表 3 DZ125 蠕变参数

Table 3 Creep parameters of DZ125

	a	b	c	d
θ_1	14.8	6.01×10^{-3}	-2.00×10^{-2}	2.97×10^{-6}
θ_2	-4.27	-3.07×10^{-2}	-3.43×10^{-3}	3.22×10^{-5}
θ_3	-9.16	7.53×10^{-2}	-8.86×10^{-3}	-4.73×10^{-6}
θ_4	14.9	5.72×10^{-3}	-2.17×10^{-2}	5.55×10^{-6}

表 4 DD6 蠕变参数

Table 4 Creep parameters of DD6

	a	b	c	d
θ_1	-11.6	1.70×10^{-2}	5.78×10^{-3}	-1.32×10^{-5}
θ_2	-35.0	6.15×10^{-2}	2.44×10^{-2}	-5.26×10^{-5}
θ_3	-12.9	-6.50×10^{-2}	-1.16×10^{-3}	7.00×10^{-5}
θ_4	-16.4	4.29×10^{-4}	9.74×10^{-3}	-1.13×10^{-6}

4 循环加载行为模拟

4.1 单轴试验模拟

首先用单轴试验数据对多轴各向异性近似循环应力应变分析方法进行了验证.图 2 所示,运用

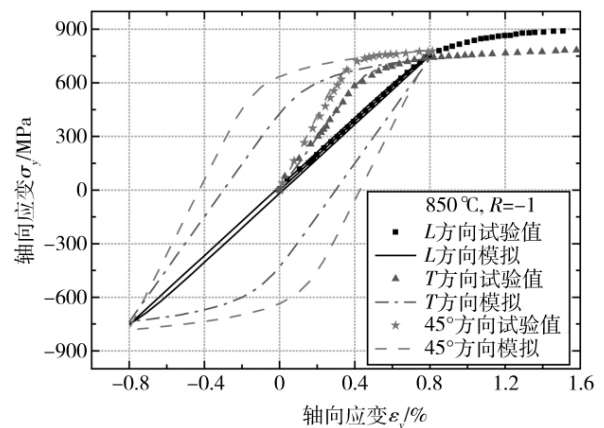


图 2 DZ125 单轴循环加载模拟

Fig. 2 Uniaxial cyclic simulation of DZ125

近似分析方法对定向凝固合金 DZ125 材料,纵向(L 方向)、横向(T 方向)和 45° 方向单轴加载模拟结果,其中实心点表示试验得到的稳态循环应力-应变曲线. 对单晶 DD6 材料, $[001]$, $[011]$ 和 $[111]$ 三个方向模拟结果,如图 3 所示,其中实心点表示试验得到的循环迟滞环.

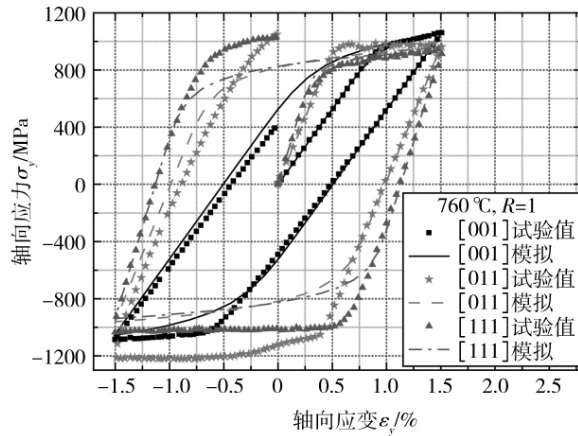


图 3 DD6 单轴循环加载模拟

Fig. 3 Uniaxial cyclic simulation of DD6

4.2 缺口构件循环应力应变行为分析

对于图 1 所示的平板缺口试样,在 y 方向施加 300 MPa 的循环应力,运用商业有限元软件 ABAQUS 进行三维线弹性应力-应变分析. 由多轴各向异性近似分析方法可求得其弹塑性应力-

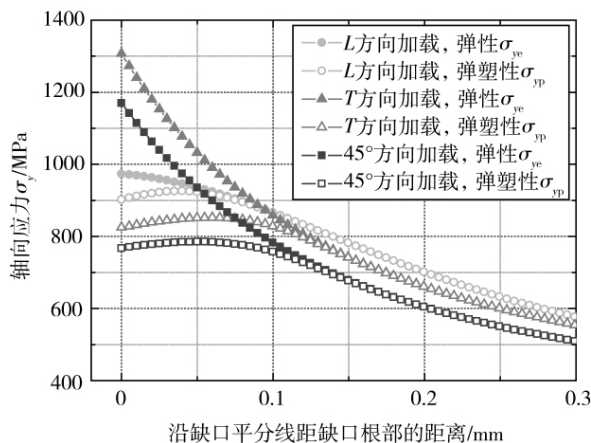


图 4 DZ125 材料不同加载情况下,沿缺口平分线轴向应力分布

Fig. 4 Axial stress distribution along notch bisector with different load directions of DZ125

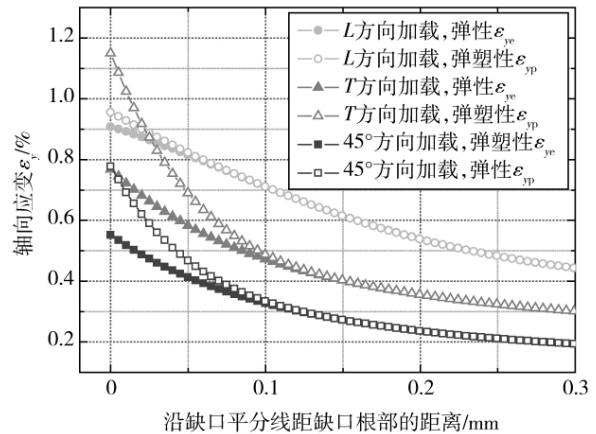


图 5 DZ125 材料不同加载情况下,沿缺口平分线轴向应变分布

Fig. 5 Axial strain distribution along notch bisector with different load directions of DZ125

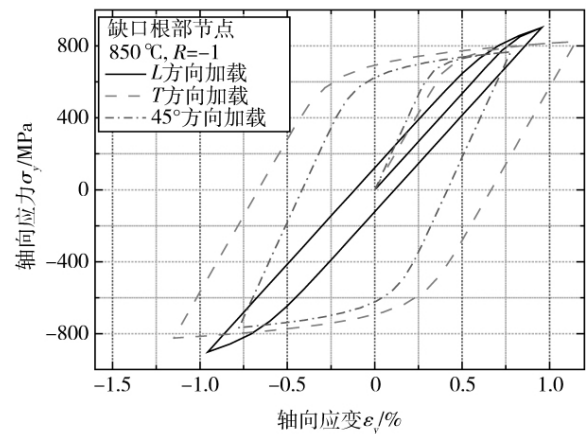


图 6 DZ125 材料不同加载情况下,缺口根部节点循环迟滞环模拟

Fig. 6 Stress-strain response of the notch root with different load directions for DZ125

应变分布. 图 4~图 6 所示,对于 DZ125 材料,分别沿 L 、 T 和 45° 方向加载条件下,沿缺口平分线的轴向应力、轴向应变分布以及缺口根部的轴向循环应力-应变响应. 图 7~图 9 为 DD6 材料、沿 $[001]$ 、 $[011]$ 和 $[111]$ 方向加载时,沿缺口平分线的轴向应力-应变分布以及缺口根部的轴向循环应力-应变响应.

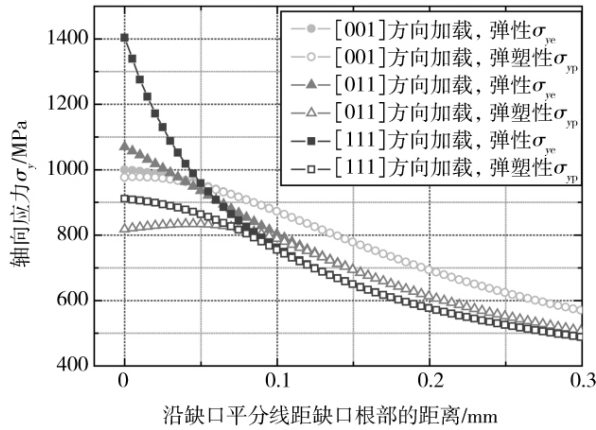


图7 DD6材料不同加载情况下,沿缺口平分线轴向应力分布

Fig. 7 Axial stress distribution along notch bisector with different load directions of DD6

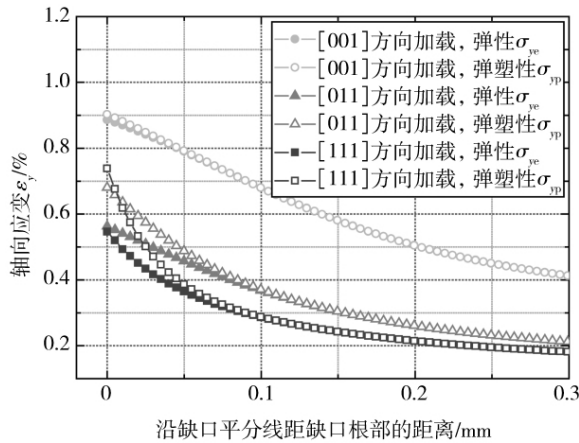


图8 DD6材料不同加载情况下,沿缺口平分线轴向应变分布

Fig. 8 Axial strain distribution along notch bisector with different load directions of DD6

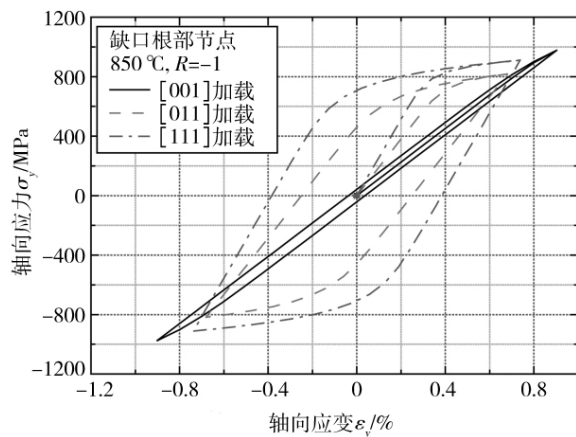


图9 DD6材料不同加载情况下,缺口根部节点循环迟滞环模拟

Fig. 9 Stress-strain response of the notch root with different load directions for DD6

5 考虑保载的缺口根部应力应变响应预测

在图1所示的平板缺口构件右端,施加300 MPa的轴向拉应力,并保载50 h.沿DZ125材料缺口构件L, T以及45°方向加载时,缺口根部节点的总应力-总应变响应如图10所示;图11是缺口根部节点蠕变应变随时间的变化关系.图12和

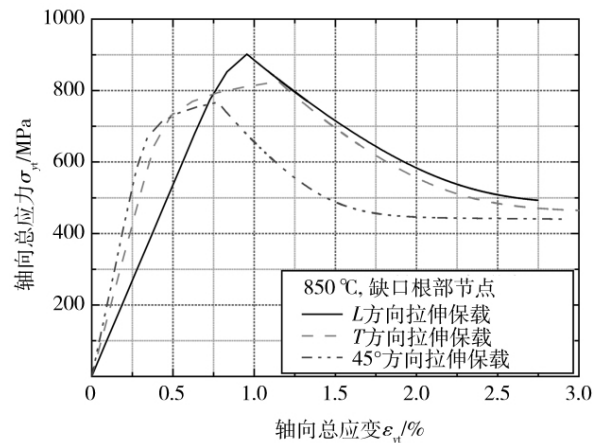


图10 DZ125材料3个方向拉伸保载,缺口根部应力-应变响应

Fig. 10 Stress-strain response of the notch root with different orientations tensile loading dwell for DZ125

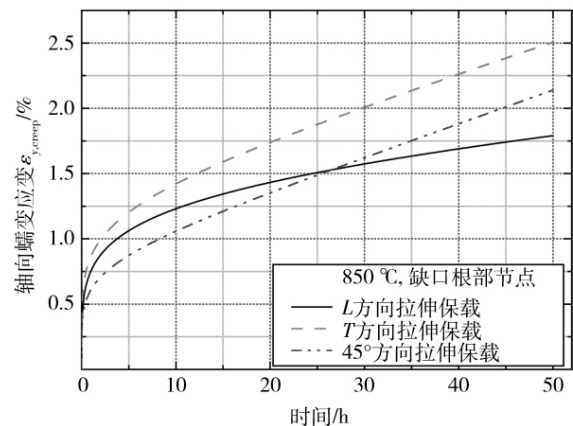


图11 DZ125材料3个方向拉伸保载,缺口根部蠕变应变-时间关系

Fig. 11 Relationships between creep strain and time of the notch root with different orientations tensile loading dwell for DZ125

图 13 分别表示,沿 DD6 材料缺口构件 $[001]$, $[011]$ 以及 $[111]$ 方向加载时,缺口根部节点的总应力-总应变响应以及蠕变应变随保载时间的变化关系。

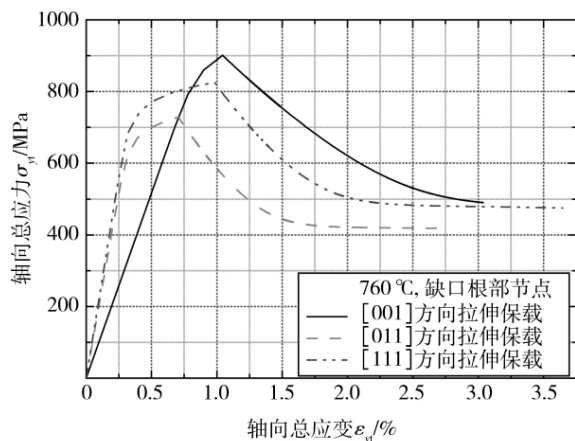


图 12 DD6 材料 3 个方向拉伸保载,缺口根部应力-应变响应

Fig. 12 Stress-strain response of the notch root with different orientations tensile loading dwell for DD6

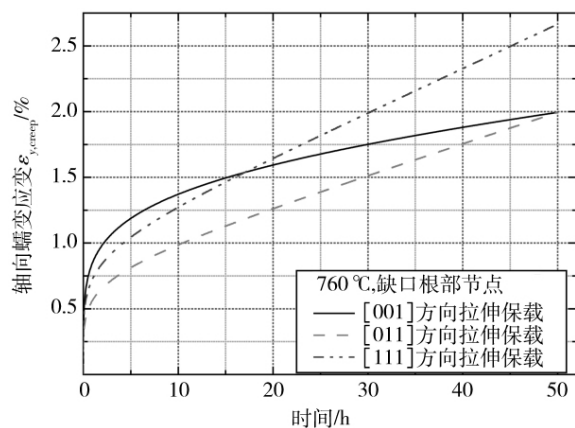


图 13 DD6 材料 3 个方向拉伸保载,缺口根部蠕变应变-时间关系

Fig. 13 Relationships between creep strain and time of the notch root with different orientations tensile loading dwell for DD6

6 讨论

对比图 2 和图 3 可以发现,对于单轴加载,各向异性多轴近似应力应变分析方法的模拟结果与试验数据吻合较好,证明了该方法对于稳态循环

模拟符合物理实际.对于缺口构件循环加载的模拟结果(图 4~图 9)显示,近似应力应变分析方法可以计算沿不同材料方向加载情况下,构件的弹塑性应力-应变响应.而文献[14]研究表明,当缺口根部等效应力不超过两倍屈服应力时,简化本构模型的模拟结果与基于流动理论的弹塑性有限元模拟结果接近.因此,基于 Neuber 法则的各向异性多轴应力应变简化分析方法,在小变形的情况下,可以很好地应用于国产定向凝固合金 DZ125 和单晶 DD6 材料。

考虑保载时间效应的计算结果(图 10~图 13)表明,保载过程中,缺口根部应变增大的同时应力减小,该结果与物理实际相符.缺口根部应力初始松弛很快,但由于缺口变形受周围材料的约束,随着时间的增加,应力变化速率大大降低,因而蠕变变形速率也是初始很大,逐渐趋向于稳态蠕变阶段.显然,加载方向不同,缺口根部应力-应变响应是不一样的.文献[15]研究表明,考虑时间效应的 Neuber 近似应力应变分析方法得到的结果,与有限元计算结果相比,应力误差在 5% 以内,应变误差在 10% 以内。

因而,从计算精度而言,基于 Neuber 法则的各向异性多轴近似应力应变分析方法,能够满足工程实际中初步设计阶段的要求;同时,由于近似方法只需要进行一次线弹性有限元分析,就能得到缺口周围弹塑性应力应变,因而其效率远远高于基于非弹性增量塑性流动理论的有限元模拟。

7 结论

1) 本文将基于 Neuber 法则的各向异性多轴近似应力应变分析模型成功地应用到了,国产定向凝固合金 DZ125 和单晶 DD6 材料、单轴和缺口构件的弹塑性应力、应变分布以及循环应力-应变响应分析,且可对不同加载方向进行模拟。

2) 创建了基于 Neuber 法则的各向异性多轴蠕变简化分析模型,对于应力保载情况下的缺口构件应力-应变响应模拟,得到了与物理实际一致的模拟结果。

参考文献:

- [1] Topper T H, Wetzel R M, Morrow J. Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens[J]. Journal of Materials, 1969, 4(1): 200-209.
- [2] Molski K, Glinka G. A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root[J]. Material Science and Engineering, 1981, 50(1): 93-100.

- [3] Hoffmann M, Seeger T. Generalized method for estimating multiaxial elastic-plastic notch stresses and strains, Part 1: theory Part 2: application and general discussion[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 1985, 104(4): 150-260.
- [4] Glinka G. Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 22(3): 485-508.
- [5] Glinka G. Calculation of inelastic notch-tip strain-stress histories under cyclic loading[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 22(5): 839-854.
- [6] Ellyin F, Kujawski D. Generalization of notch analysis and its extension to cyclic loading[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1989, 32(4): 819-826.
- [7] Sharpe W N, Wang K C. Evaluation of a modified monotonic Neuber relation[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1991, 113(1): 1-8.
- [8] Wang K C, Sharpe W N. Evaluation of a modified cyclic Neuber relation[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 1991, 113(3): 350-353.
- [9] Kötting V B, Barkey M E, Socie D F. Pseudo stress and pseudo strain based approaches to multiaxial notch analysis[J]. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 1995, 18(9): 981-1006.
- [10] Harkegard G, Sorbo S. Applicability of Neuber's rule to the analysis of stress and strain concentration under creep conditions[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME 1998, 120(3): 224-229.
- [11] Knop M, Jones R, Molent L, et al. On the Glinka and Neuber methods for calculating notch tip strains under cyclic load spectra[J]. Int. J. Fatigue, 2000, 22(9): 743-755.
- [12] Harkegard G, Mann T. Neuber prediction of elastic-plastic strain concentration in notched tensile specimens under large-scale yielding[J]. J. Strain Anal Engineering, 2003, 38(1): 79-94.
- [13] Mücke R, Bernhardt O. A constitutive model for anisotropic materials based on Neuber's rule[J]. Comput. Method Appl. , 2003, 192(37-38): 4237-4255.
- [14] Nuñez J E, Glinka G. Analysis of non-localized creep induced strains and stresses in notches[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004, 71(12): 1791-1803.
- [15] Ye D, Matsuoka S, Suzuki N, et al. Further investigation of Neuber's rule and the equivalent strain energy density (ESED) method [J]. Int. J. Fatigue, 2004, 26(5): 447-455.
- [16] Bennett V P, McDowell D L. Polycrystal orientation distribution effects on microslip in high cycle fatigue[J]. Int. J. Fatigue, 2003, 25(1): 27-39.
- [17] Chaudonneret M, Culie J P. Adaptation Neuber's theory of for stress concentration in viscoplasticity[J]. La Recherche Aérospatiale, 1985(4): 243-250.
- [18] Moftakhar A A, Glinka G, Scarth D, et al. Multiaxial stress-strain creep analysis for notches[M] // Mitchell M R, Buck O. Cyclic deformation, fracture, and nondestructive evaluation of advanced materials: second volume. Philadelphia, PA, USA: American Society for Testing and Materials, 1994: 230-243.
- [19] Moftakhar A, Buczynski A. Calculation of elasto-plastic strains and stresses in notches under multiaxial loading [J]. Int. J. Fracture, 1994, 70(4): 357-373.