ZM6合金套筒蠕变行为有限元分析

王 朴[1] 尚福林[1] 唐宇彬[2] 赵朋飞[2]
(1. 西安交通大学 航天航空学院 复杂服役环境重大装备结构强度与寿命全国重点实验室, 西安 710049)
(2. 航天科工防御技术研究试验中心, 北京 100854)

摘要:【目的】ZM6合金套筒在服役环境下发生缓慢蠕变,导致结构尺寸发生变化,无法达到原来的设计精度要求,为了掌握ZM6合金材料的蠕变变形行为,并对该构件的实际蠕变变形进行预测,对ZM6合金套筒蠕变行为进行了有限元分析。【方法】首先,开展了ZM6合金蠕变试验,根据蠕变速率的应力相关性确定了其蠕变机制,建立了描述该材料稳态蠕变的本构模型,并根据θ模型在该本构模型中引入一种新的有效应力,用于描述ZM6合金减速蠕变阶段。其次,采用Abaqus-UMAT子程序完成该模型的数学实现,针对套筒在100 ℃循环载荷作用下的蠕变变形行为开展仿真分析。【结果】结果表明,该蠕变本构模型能够描述ZM6合金蠕变行为;套筒蠕变应变最大区域为筒身和肋板连接处,套筒尺寸变化最大处位于其顶部。

关键词: 套筒; 蠕变; 本构模型; 有限元; ZM6合金
中图分类号: O344.6 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2026.11.016

0 引言

镁合金的蠕变特性研究具有重要的学术和应用价值[1]。提升其高温蠕变抗性的主要途径包括:① 通过沿晶界分布的稳定第二相来避免晶界处的滑移现象;② 通过在晶粒内部引入第二相粒子来抑制位错滑移和攀移[2]。添加稀土元素是提升镁合金高温力学性能的有效方法。ZM6(镁-钕-锌-锆)合金在高温条件下具有出色的抗蠕变性能、耐热性和耐腐蚀性,适用于室温及高温环境下高强度部件制造[3-4]。同时,ZM6轻质合金具有密度小、比强度高和成本低等特点,在国防工业领域应用广泛。某航天飞行器内部ZM6合金构件在长期贮存-服役过程中处于多形态、交变载荷作用,引起其关键部位发生缓慢蠕变,构件尺寸的变化导致其无法满足设计的精度要求,从而影响使用寿命。掌握ZM6合金材料的蠕变变形行为,并对该构件的实际蠕变变形进行预测是十分必要的。

分析结构件的蠕变变形,首先需要确定其材料的蠕变本构模型。部分学者根据蠕变试验结果提出了一些经验模型,如Norton[5]提出了描述高温下钢蠕变的Norton模型,Evans[6]258-281构建一种对蠕变特性进行插值和外推的θ模型,Sandström[7]建立描述蠕变第三阶段的Ω模型,这些模型表征的温度和应力水平范围有限,其中的模型参数来源于试验数据拟合,缺少对蠕变机制的解释。Kachanov[8]提出的连续损伤力学(Continuum Damage Mechanics, CDM)模型具有从基于物理的本构方程追踪到基本微观结构行为的优势,并为数据外推提供了合理的基础,因此广泛用于描述材料的蠕变行为。Dyson等[9]281-296认为,使用单一的损伤因子来描述所有材料蠕变过程中的微观结构变化并不合理,应根据不同微观结构损伤机制定义不同的无量纲损伤因子,将损伤因子置于CDM模型中用于实际材料的蠕变行为分析。Cocks等[10]使用晶界空腔生长损伤的带孔圆柱体等效模型,对单轴应力状态进行分析、求解,得到生长速率、断裂时间和断裂应变的解析解,并推广到多轴应力状态,提出了使用幂律蠕变近似方法用于计算多轴应力状态下晶界孔洞生长。但模型参数由大量的微观参数表示,并且部分材料参数难以确定,因此在实际应用时常将微观量的表达式简化为常数。

稳态蠕变速率的应力依赖性对蠕变研究十分重要,由于稳态蠕变阶段持续时间最长,被认为能够反映材料的蠕变机制,因此把稳态蠕变当作决定材料蠕变性能的主要因素。大量的试验数据显示,金属材料

收稿日期: 2025-03-24 修回日期: 2025-07-23
基金项目: 国家自然科学基金项目(12072248)
作者简介: 王朴,男,2001年生,河北邢台人,硕士研究生; 主要研究方向为结构强度分析; E-mail:1378550976@qq.com。
尚福林(通信作者),男,1970年生,陕西延长人,博士,教授,博士研究生导师; 主要研究方向为金属塑性力学、复合材料力学、材料与结构强度; E-mail:shangfl@mail.xjtu.edu.cn。
引用格式: 王朴,尚福林,唐宇彬,等. ZM6合金套筒蠕变行为有限元分析[J]. 机械强度,2026,48(11):135-143.
Wang Pu, Shang Fulin, Tang Yubin, et al. Finite element analysis of creep behavior of ZM6 alloy sleeve[J]. Journal of Mechanical Strength,2026,48(11):135-143.

免费获取

的稳态蠕变速率与应力之间为幂律关系，当温度和应力水平变化时应力指数会发生变化[11]。Frost等[12]认为不同应力指数对应不同的蠕变机理，如空位扩散、位错滑移、位错攀移等。Estrin[13]考虑了长期蠕变变形过程中位错的产生和湮灭，认为当位错密度达到动态平衡状态时，即进入稳态蠕变阶段。Sandström[14]144950考虑加工硬化、动态回复和静态回复等机制，给出了用于表示稳态蠕变速率的位错模型，之后通过引入有效应力的概念，提出2σ模型和应力自适应模型，可用于描述完整的蠕变过程，但该模型在实际应用时对低应力水平蠕变的预测效果差。Xiao等[15]考虑了位错的演化过程，包括位错增殖、应变速率相关的动态回复和时间相关的静态回复，建立了纯金属材料的稳态蠕变模型，可以很好地预测位错主导的蠕变行为，但忽略了减速蠕变阶段和加速蠕变阶段，而这两阶段的蠕变变形对实际结构的影响是不可忽视的。

郭晓峰等[16]考虑碳化物粗化和孔洞形核与长大对Fe-Cr-Ni基奥氏体不锈钢蠕变损伤的影响，基于双曲正弦函数建立了新的蠕变损伤本构模型，准确地预测出材料在890 ℃不同应力水平下的蠕变行为。陈兴等[17]使用拉尔森-米勒(Larson-Miller, L-M)模型对高温下T型不锈钢钎焊接头蠕变行为进行了分析。王斌等[18]使用连续损伤力学方法对890 ℃下蒸汽转化炉热壁集气管蠕变行为进行了分析，预测了其使用寿命，但未计入温度和变载荷的影响。

本文研究了ZM6合金套筒在100 ℃循环载荷作用下的长期蠕变变形行为。基于ZM6合金材料单轴拉伸蠕变试验结果，确定材料蠕变机制，考虑应力和温度对材料蠕变速率的影响，建立了稳态蠕变模型，并根据θ模型提出了一种有效应力的表示方法，将其与稳态蠕变模型耦合，得到可以描述ZM6合金减速蠕变和稳态蠕变的本构模型。进而将该本构模型编写为UMAT用户材料子程序，通过有限元分析对套筒结构长时间蠕变形为进行了预测。

1 模型

1.1 蠕变损伤本构模型

位错密度随时间变化的过程对研究蠕变十分重要。Sandström[14]144950针对蠕变过程，提出了如下位错密度ρ的演化方程，即

$$\frac{\mathrm{d}\rho}{\mathrm{d}\varepsilon}=\frac{m}{bc_{\mathrm{L}}}\rho^{1/2}-\omega\rho-2\tau_{\mathrm{L}}M\rho^{2}/\dot{\varepsilon} \tag{1}$$

式中，ε为蠕变应变；在等号右侧，m为Taylor因子；b为伯格斯矢量的大小；c_{L}为加工硬化常数；ω为动态回复常数；τ_{L}为位错线张力；M为位错迁移率；$\dot{\varepsilon}$为蠕变速率；$\frac{m}{bc_{\mathrm{L}}}\rho^{1/2}$为加工硬化对位错密度的影响；$-\omega\rho$为动态回复位错密度的影响；$-2\tau_{\mathrm{L}}M\rho^{2}/\dot{\varepsilon}$为静态回复对位错密度的影响。

在蠕变过程中，通过材料内部的位错密度来建立外加应力与蠕变速率的关系，位错应力σ_{dis}可通过位错密度表示为

$$\sigma_{\mathrm{dis}}=\alpha mGb\rho^{1/2} \tag{2}$$

式中，α为一常数；G为材料剪切模量。在稳态蠕变时，材料内部位错密度保持不变，此时外加应力与位错应力相等，将式(2)代入式(1)，可得应力相关稳态蠕变速率$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ss}}$的方程为

$$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ss}}=2\tau_{\mathrm{L}}M\frac{\sigma^{3}}{(\alpha mGb)^{3}}\Big/\left(\frac{m}{bc_{\mathrm{L}}}-\omega\frac{\sigma}{\alpha mGb}\right) \tag{3}$$

其中，

$$\begin{cases}\omega=\dfrac{m}{b}d_{\mathrm{int}}\left(2-\dfrac{1}{n_{\mathrm{slip}}}\right)\\ c_{\mathrm{L}}=\dfrac{m^{2}\alpha G}{\omega(R_{\mathrm{m}}-\sigma_{\mathrm{y}})}\\ M_{\mathrm{c}}=\dfrac{D_{\mathrm{s0}}b}{k_{\mathrm{B}}T}\exp\left(\dfrac{\sigma b^{3}}{k_{\mathrm{B}}T}\right)\exp\left(-\dfrac{Q}{R_{\mathrm{G}}T}\right)\\ M_{\mathrm{g}}=M_{\mathrm{c}}g_{\mathrm{g}}\\ g_{\mathrm{g}}=\dfrac{1}{b\rho^{1/2}}\end{cases} \tag{4}$$

式中，σ为外加应力；d_{int}为位错相互作用距离；n_{slip}为滑移系的数量；R_{m}为材料的抗拉强度；σ_{y}为屈服强度；M_{c}为位错攀移迁移率；M_{g}为位错滑移迁移率；g_{g}为二者的转换系数；D_{s0}为自扩散系数；k_{B}为Boltzmann常数；Q为材料蠕变活化能；R_{G}为气体常数；T为温度。

当材料蠕变机制为位错滑移时，将位错滑移迁移率代入式(3)，得到其稳态蠕变速率关系式

$$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ss}}=\frac{6D_{\mathrm{s0}}b^{2}\sigma^{2}}{5k_{\mathrm{B}}Td_{\mathrm{int}}(R_{\mathrm{m}}-\sigma_{\mathrm{y}}-\sigma)}\times\exp\left(\frac{\sigma b^{3}}{k_{\mathrm{B}}T}\right)\exp\left(-\frac{Q}{R_{\mathrm{G}}T}\right) \tag{5}$$

该稳态蠕变速率模型与幂律模型都将蠕变速率表示为应力的幂函数。Dyson[9]281-290认为幂律形式存在应力适用范围较窄的问题，建议将其改为正弦双曲应力函数形式，改写式(5)为

$$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{ss}}=\frac{A}{T}\exp\left(-\frac{Q}{R_{\mathrm{G}}T}\right)\sinh(B\sigma) \tag{6}$$

式中，A和B均为模型参数。

上述模型仅能预测ZM6合金稳态蠕变速率。为了同时描述减速蠕变和稳态蠕变两个阶段，参考Sandström的方法[14]144950，在本构模型[式(6)]中引入有效应力σ_{i}来代替外加应力，通过有效应力σ_{i}来描述材料的蠕变过程。Evans[6]258-281提出的θ模型将蠕变速

率表示为时间的指数函数。参考该模型可将式(6)中有效应力表示为时间的线性函数，则有效应力 σ_i 表示为

$$\sigma_i = \sigma(C - Dt) \tag{7}$$

式中，参数 C 和 D 与材料减速蠕变有关，可通过蠕变数据拟合确定。

则蠕变本构模型表示为

$$\dot{\varepsilon} = \frac{A}{T}\exp\left(-\frac{Q}{R_G T}\right)\sinh(B\sigma_i) \tag{8}$$

由于蠕变试验通常是简单加载条件下进行的，所以通过试验确定的蠕变模型并不能直接用来对结构进行分析。Leckie 等[19]根据试验结果发现，蠕变速率与有效应力有关，蠕变速率各分量与偏应力分量成正比。Mustata 等[20]基于此提出了单轴蠕变本构方程到多轴应力下蠕变本构方程的转化方法。借鉴该方法，将该本构方程(8)改写为三维形式：

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{3}{2}A\frac{S_{ij}}{\sigma_e}\exp\left(-\frac{Q}{R_G T}\right)\sinh(B\sigma_i) \tag{9}$$

式中，S_{ij} 为偏应力张量；σ_e 为 Mises 等效应力。

1.2　模型参数的确定

本文研究对象为 ZM6 合金制作的套筒。首先，在 ECM-50 型金属高温拉伸蠕变及持久试验机上开展 ZM6 合金单轴拉伸蠕变试验，采用正交试验法，在恒定应力 40 MPa 条件下，进行 50、80、100 ℃的蠕变测试；在恒定应力 20 MPa 条件下，进行 50 ℃的蠕变测试；在恒定应力 30 MPa 条件下，进行 80 ℃的蠕变测试。ZM6 合金蠕变曲线如图 1 所示，其蠕变变形量随应力的增大而增大，随温度的增加先增高后减小。

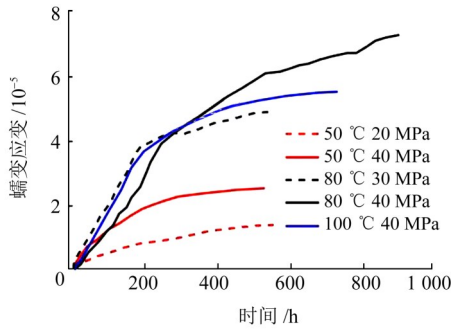


图 1　ZM6 合金蠕变曲线

Fig. 1　Creep curves of ZM6 alloy

ZM6 合金材料参数如表 1 所示，各组试验条件下的稳态蠕变速率如表 2 所示。图 2 为 ZM6 合金蠕变速率应力指数 n 拟合值。可以看出，ZM6 合金蠕变速率的应力指数接近于 3，其蠕变速率与应力的三次方呈近似线性关系，由此判断 ZM6 合金的蠕变机制为位错滑移。

根据蠕变试验测得的稳态蠕变速率和 ZM6 合金材料参数，确定蠕变激活能 Q 和模型参数 A、B。将上述参数代入式(5)确定 ZM6 合金的蠕变激活能 Q，在 50~100 ℃条件下将蠕变激活能表示为

$$Q(T) = 2\,975 \times \left(\frac{T - 345}{345}\right)^2 + 22 \tag{10}$$

式中，温度 T 的单位为 K。

表 1　ZM6 合金材料参数

Tab. 1　Material parameters of ZM6 alloy

D_{s0} /(m²/s)	b/m	k_B /(J/K)	d_{int}/m
1×10^{-4}	3.21×10^{-10}	1.38×10^{-23}	7.76×10^{-9}
R_G/[J/(mol·K)]	n_{slip}	R_m/MPa	σ_y /MPa
8.314	3	254	128

表 2　ZM6 合金稳态蠕变速率

Tab. 2　Steady state creep rate of ZM6 alloy

温度/K	应力/MPa	蠕变速率/h^{-1}
323	20	6.09×10^{-10}
323	40	6.47×10^{-9}
353	30	1.12×10^{-8}
353	40	3.19×10^{-8}
373	40	9.3×10^{-9}

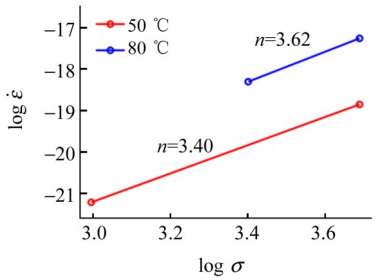


图 2　ZM6 合金蠕变速率应力指数 n 拟合值

Fig. 2　Fitted creep rate stress index n of ZM6 alloy

将上述参数和 Q 值代入式(8)，可确定模型参数 A 为 $4.385\times10^{-3}n^{-1}$、B 为 0.109 MPa^{-1}。根据蠕变试验数据拟合得到 50 ℃和 80 ℃不同应力水平下的 σ_i/σ 随时间的变化曲线图，如图 3 所示，当时间为零时，σ_i/σ 的大小为参数 C 的值，相同应力不同温度水平下 σ_i/σ 随时间变化曲线如图 4 所示。

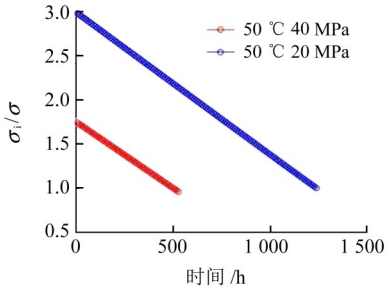
在相同应力水平下，参数 C 随温度增高先减小后增大，在相同温度下，参数 C 随应力增高而减小。由于参数 C 与应力 σ 负相关，取参数 C 的倒数 C'，将模型参数 C' 表示为温度和应力的方程

$$C' = 2\times10^{-4} - \frac{\sigma}{0.015\,9} - \frac{\sigma}{0.406}\left(\frac{T - 345}{345}\right)^2 \tag{11}$$

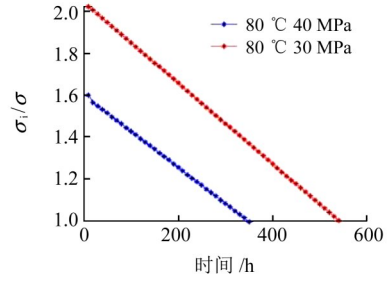
式中，温度 T 的单位为 K；应力 σ 单位为 MPa。

不同温度应力水平下参数 C' 的值如表 3 所示。

随着蠕变过程的进行，σ_i/σ 最终减小到 1，即在达到稳态蠕变的时刻 t_{ss} 时，$(1 - C'Dt_{ss})/C' = 1$，取 $D' = C'D$。图 5 和图 6 分别为 50 ℃和 80 ℃不同应力水平



（a）50 ℃



（b）80 ℃

图3 不同应力下σ_i/σ-t变化曲线

Fig. 3 Variation curves of σ_i/σ-t under different stresses

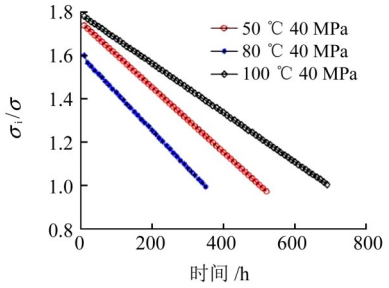


图4 40 MPa不同温度下σ_i/σ-t变化曲线

Fig. 4 Variation curves of σ_i/σ-t under different stresses at 40 MPa

表3 不同温度应力水平下参数C的值

Tab. 3 The value of parameter C under different temperature stress levels

温度/K	应力/MPa	C
323	20	2.985
323	40	1.757
353	30	2.024
353	40	1.6
373	40	1.783

$D't$值随时间变化曲线。不同温度、40 MPa应力水平下$D't$值随时间变化曲线如图7所示，其斜率为对应载荷条件参数D'的值，参数D'的值如表4所示，在相同温度不同应力水平下，参数D'随应力水平增加而增加，$D't_{ss}$的值随应力水平增加而减小，在相同应力水平下，参数D'随温度增高先增大后减小，$D't_{ss}$的值随温度增高先减小后增大。将模型参数D'表示为温度和应力的方程，即

$$D' = 0.101 \times [1 - \frac{\sigma}{0.000\,94} - \frac{\sigma}{0.323}(\frac{T-351}{351})^2] \quad (12)$$

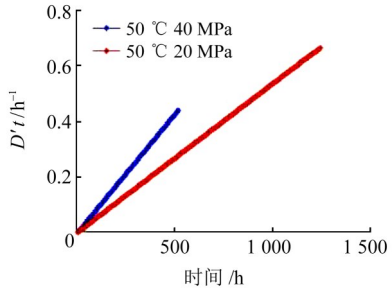


图5 50 ℃不同应力下$D't$值随时间变化曲线

Fig. 5 Variation curves of $D't$ with time under different stresses at 50 ℃

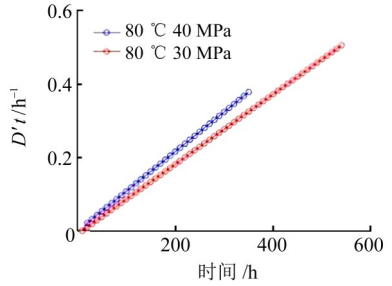


图6 80 ℃不同应力下$D't$值随时间变化曲线

Fig. 6 Variation curves of $D't$ with time under different stresses at 80 ℃

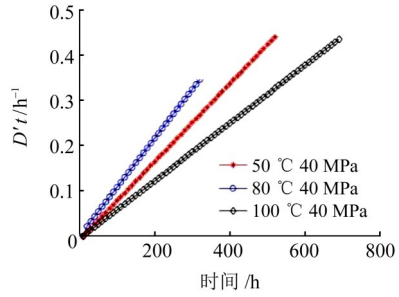


图7 40 MPa不同温度下$D't$随时间变化曲线

Fig. 7 Variation curves of $D't$ with time under different stresses at 40 MPa

表4 不同温度应力水平下参数D'的值

Tab. 4 Values of parameter D' under different temperature stress levels

温度/K	应力/MPa	D'/h^{-1}
323	20	5.22×10^{-4}
323	40	8.41×10^{-4}
353	30	8.63×10^{-4}
353	40	1.08×10^{-3}
373	40	6.80×10^{-4}

2 本构模型的数值实现

通过Abaqus有限元软件材料子程序（UMAT），将上述ZM6合金的蠕变损伤模型进行数值实现，继而仿真分析套筒在实际服役过程中的蠕变变形行为。

将总应变表示为弹性应变和蠕变应变的和，即

$$\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{ij}^{e} + \Delta\varepsilon_{ij}^{c} \tag{13}$$

其中，弹性应变$\Delta\varepsilon_{ij}^{e}$的计算式为

$$\Delta\varepsilon_{ij}^{e} = \frac{1+\nu}{E}\left(\Delta\sigma_{ij} - \frac{v}{1+v}\Delta\sigma_{kk}\delta_{ij}\right) \tag{14}$$

式中，$\Delta\sigma_{ij}$为总应力增量张量；v为泊松比；E为弹性模量；$\Delta\sigma_{kk}$为应力张量迹（求和，Einstein 求和约定）；δ_{ij}为Kronecker delta克罗内克符号，$i=j$时，取1，$i\neq j$时，取0。

蠕变应变的计算式为

$$\Delta\varepsilon_{ij}^{c} = \frac{3}{2}\frac{A}{T}\frac{S_{ij}}{\sigma_{e}}\exp\left(-\frac{Q}{R_{G}T}\right)\sinh\left[\frac{B\sigma_{e}(1-D)}{C}\right]\times\Delta t \tag{15}$$

应力增量则由式（16）计算得到

$$\Delta\sigma_{ij} = D_{ijkl}(\Delta\varepsilon_{kl} - \Delta\varepsilon_{kl}^{c}) \tag{16}$$

其中，D_{ijkl}为弹性刚度；$\Delta\varepsilon_{kl}$为应变增益；$\Delta\varepsilon_{kl}^{c}$为蠕变应变增量。图8为ZM6合金蠕变本构模型的UMAT子程序的计算流程。

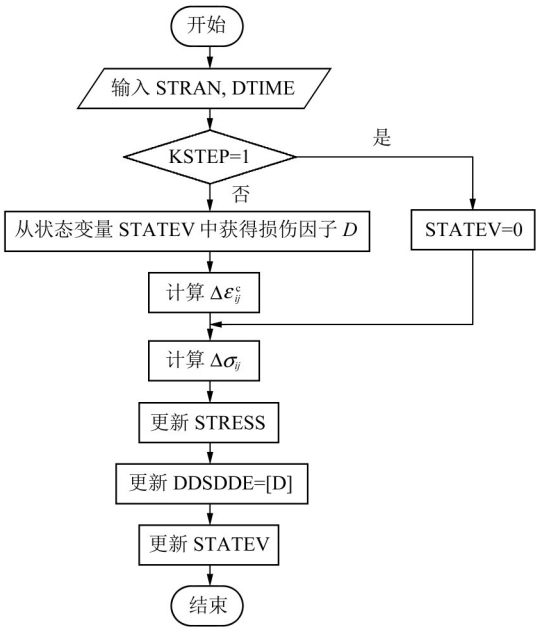
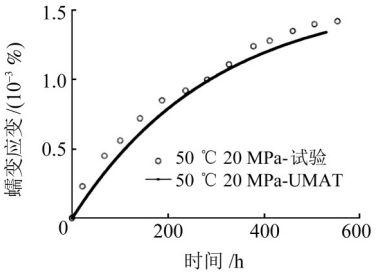


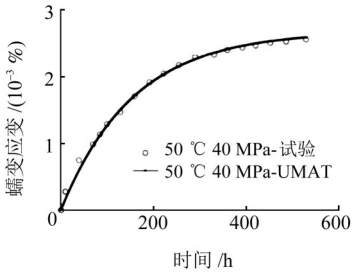
图8　ZM6合金蠕变本构模型的UMAT流程图

Fig. 8　Calculation process of UMAT flowchart for creep constitutive model of ZM6 alloy

为验证ZM6合金蠕变本构方程对蠕变变形预测的准确性及UMAT子程序的正确性，使用ZM6合金的UMAT子程序对试验条件下的蠕变行为进行仿真计算，在50、80、100 ℃不同应力水平下蠕变应变曲线和试验结果分别如图9、图10和图11所示。在50 ℃、20 MPa条件下误差小于15%，在80 ℃、30 MPa载荷条件下对减速蠕变阶段的预测结果误差较大，对稳态蠕变阶段的预测结果小于5%，其他载荷条件下模型预测结果与试验结果误差均小于5%。由图9~图11可知，预测结果与试验结果较为吻合，说明该本构模型可以较好地描述不同温度和应力水平下ZM6合金的蠕变行为。



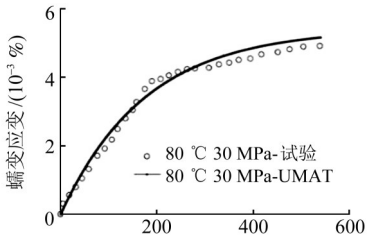
（a）20 MPa



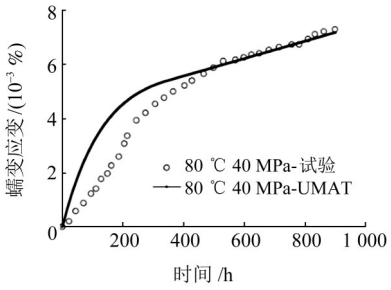
（b）40 MPa

图9　50 ℃不同应力水平下蠕变应变与试验对比

Fig. 9　Comparison between calculated and test creep strain under different stress levels at 50 ℃



（a）30 MPa



（b）40 MPa

图10　80 ℃条件不同应力水平下蠕变应变与试验对比

Fig. 10　Comparison between calculated and test creep strain under different stress levels at 80 ℃

3　套筒结构蠕变变形仿真分析

3.1　有限元模型及边界条件

根据套筒结构的实际尺寸建立对应的三维几何模型，套筒高度为560 mm，直径为230 mm，壁厚为5 mm。整个套筒结构为同一种材料。对套筒底部进行固定支撑，筒壁和顶部安装有配重块。该套筒结构三维有限元模型中共包含732 321个节点、438 585个单元，单元类型选取为C3D4。图12为套筒模型网格

划分。其中采用了尺寸小、密度大的网格进行局部离散，以避免由于网格划分不同带来的计算误差。

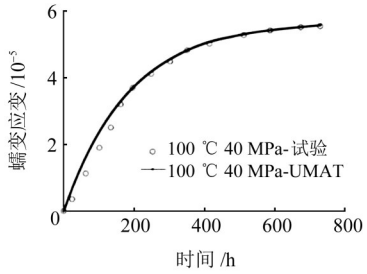


图 11 100 ℃下 40 MPa 下蠕变应变与试验对比

Fig. 11 Comparison between calculated and test creep strain at 40 MPa at 100 ℃

套筒结构的蠕变试验在 100 ℃环境下进行，试验过程中套筒底部固定，在筒身上施加载荷，加载方式如图 13 所示，套筒在加载方式 1 下承受 520 N 的轴向合力，在加载方式 2 下承受 520 N 的径向合力，试验有两次循环加载，单次循环中，在加载方式 1 下持续 1 363 h，然后在加载方式 2 下持续 1 536 h，之后重复以上过程，共持续 5 798 h。

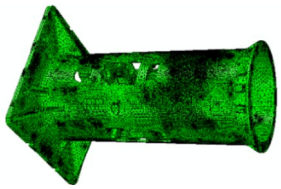
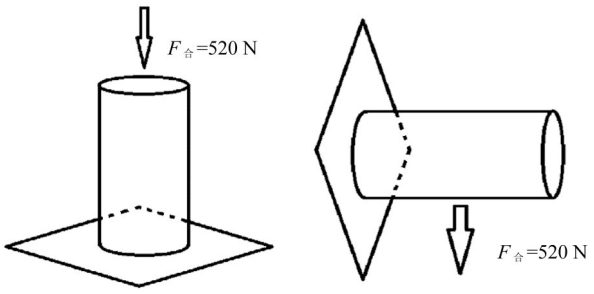


图 12 套筒模型的网格划分

Fig. 12 Meshing of the sleeve model



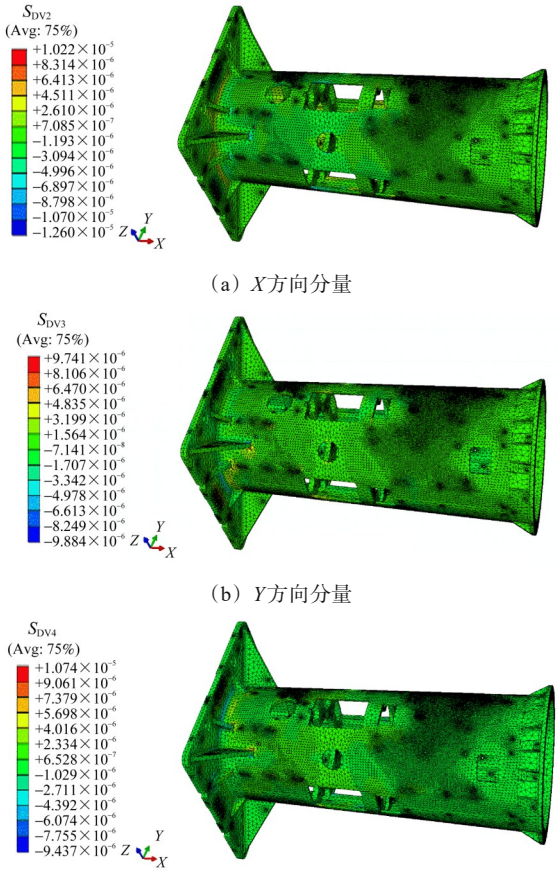
（a）加载方式 1 （b）加载方式 2

图 13 套筒加载示意图

Fig. 13 Schematic diagram of the sleeve loading

3.2 计算结果与分析

完成边界条件、施加载荷和网格划分之后，将编写的 UMAT 子程序导入 Abaqus 有限元软件进行计算。在单次循环过程中套筒受参考坐标系 X、Y 和 Z 轴方向的力和力矩，所以在试验过程中发生的蠕变变形主要由 X、Y 和 Z 轴方向的分量组成，在套筒蠕变试验结束时，X、Y、Z 方向的蠕变应变的分量如图 14 所示。如图 14(a)所示，大部分区域 X 方向的蠕变应变量处于 1×10^{-8}~1×10^{-7}，顶部蠕变量较小，底部最大为 1.022×10^{-5}。如图 14(b)所示，大部分区域 Y 方向的蠕变应变量在 1×10^{-6}~1×10^{-7}，套筒上端蠕变量较小，底部、肋板与套筒连接处蠕变量较大，最大为 9.741×10^{-6}，如图 14(c)所示，大部分区域 Z 方向的蠕变应变量在 1×10^{-6}~1×10^{-7}，套筒上端蠕变量较小，底部、肋板与套筒连接处蠕变量较大，最大为 1.074×10^{-5}，如图 14(c)所示。



（a）X方向分量

（b）Y方向分量

（c）Z方向分量

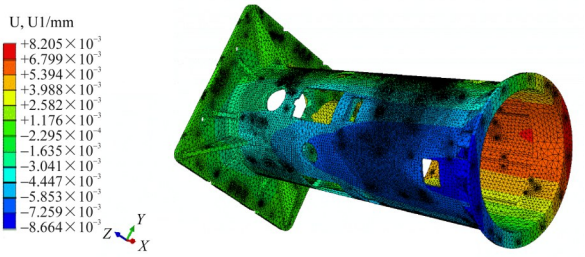
图 14 6 225 h 时蠕变应变分量

Fig. 14 Creep strain components at 6 225 h

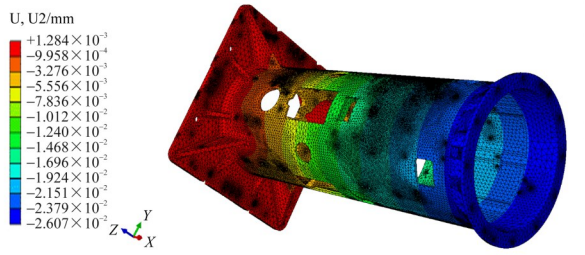
在蠕变试验过程中，套筒结构因受载荷导致的结构尺寸变化，其位移分布如图 15 所示。试验结束时，结构在 X 方向的位移分布图如图 15(a)所示，套筒 X 方向位移由上侧到下侧逐渐变小，最大为 0.008 2 mm，最小为−0.008 7 mm。结构 Y 方向的位移分布图如图 15(b)所示，Y 方向位移由顶部向底部逐渐变大，相对于底部的固定端，套筒的顶部位移较大，最大位移为 0.026 mm。结构 Z 方向的位移分布图如图 15(c)所示，Z 方向位移由底顶部向顶部逐渐变大，相对于底部的固定端，套筒的顶部位移较大，最大位移为 0.026 1 mm。结构的等效位移云图如图 15(d)所示，套筒的最大位移处位于顶部，最大位移为 0.037 7 mm。

在蠕变试验过程中，套筒结构各处的状态变量 S_{DV1}（即上述 $D't$）随时间的演化情况如图 16 所示，该状态变量反映的是蠕变速率减小的程度。试验开始时状态变量 S_{DV1} 为 0，随蠕变试验的进行，状态变量 S_{DV1} 逐渐变大，当试验进行到 4 513 h 时，整个套筒结构各

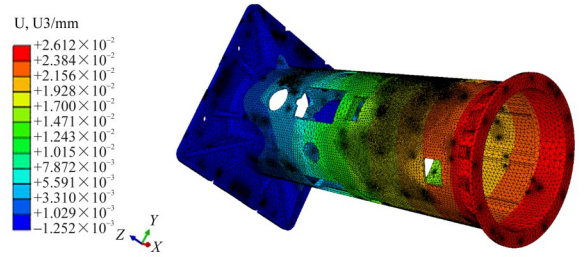
处的状态变量达到最大值，之后不再发生明显变化，说明从此时开始，套筒各处都进入稳态蠕变阶段。由图 16(b)、图 16(c)、图 16(d)可知，损伤因子的增长速率与应力大小相关，在应力较大处，损伤因子增长速率较快，由图 16(e)、图 16(f)可知，当损伤因子达到稳定值时，其大小也和应力大小相关，应力较大处损伤因子稳态值较小，据此可知损伤因子增长速率随应力增大而增大，其最稳态大值随应力增长而减小。



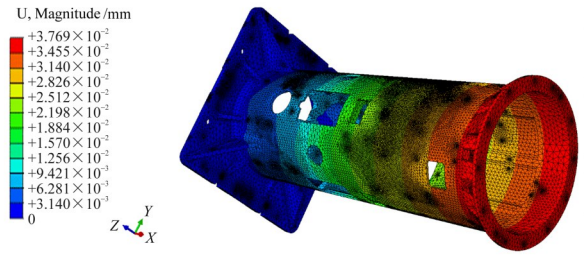
（a）X方向位移



（b）Y方向位移



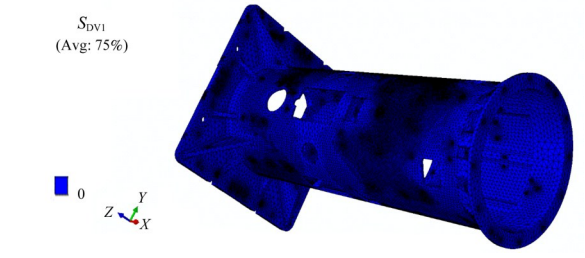
（c）Z方向位移



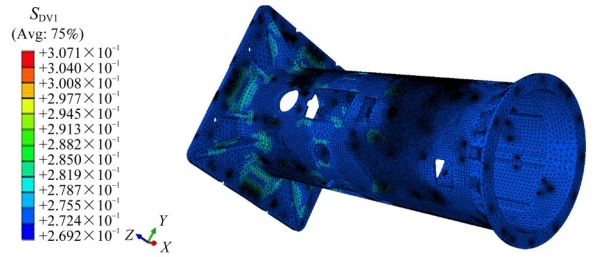
（d）等效位移

图 15　6 225 h 时结构位移分布图

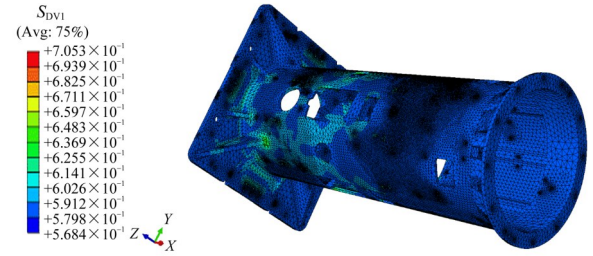
Fig. 15　Displacement distribution in structure at 6 225 h



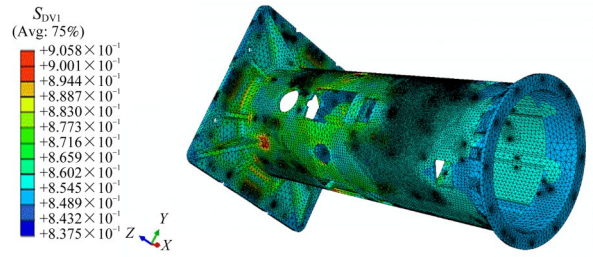
（a）t=0



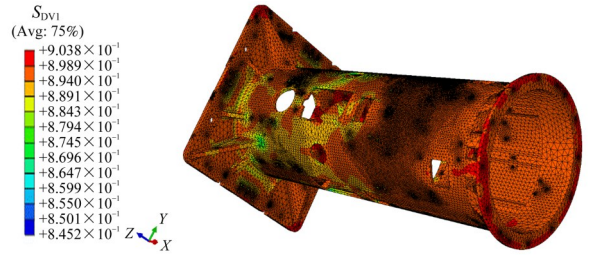
（b）t=1 363 h



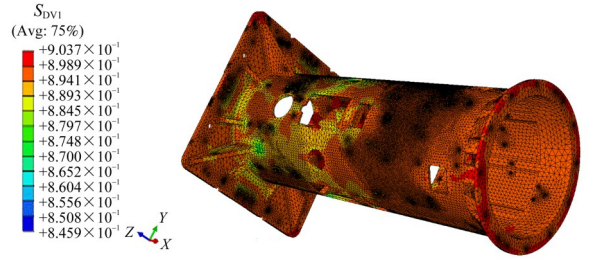
（c）t=2 899 h



（d）t=4 262 h



（e）t=4 513 h



（f）t=6 225 h

图 16　状态变量 S_{DV1} 变化情况

Fig. 16　Variations in state variable S_{DV1}

套筒结构在蠕变过程中测点 1 的位移的计算结果与试验结果对比如图 17 所示，由于试验测试中测得的数据中包括一部分其他结构带来的位移，所以需要将这部分位移去除，才能真正反映套筒结构的实际位移。将该部分位移去除之后，对比试验测得的蠕变变形产生的位移和有限元计算的蠕变变形产生的位移可知，在蠕变刚开始时，实际的蠕变量增长速率大于计算结果，在后续的试验过程中(384 h 之后)，试验测

得的蠕变变形量和计算结果吻合良好，总体的位移误差为13.59%。该部分误差主要出现在蠕变试验开始阶段，其原因可能为：① 蠕变开始阶段套筒结构的支撑台存在一定的变形；② 结构中可能存在初始残余应力；③ 采用上述等效应力简化，可能使初期蠕变速率小于实际蠕变速率。

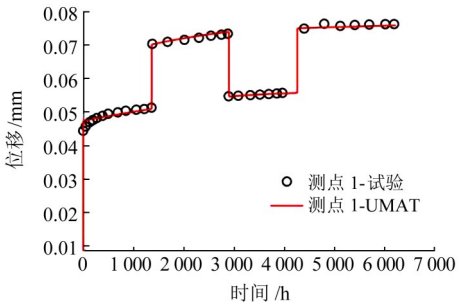
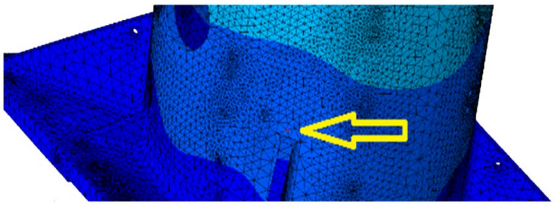


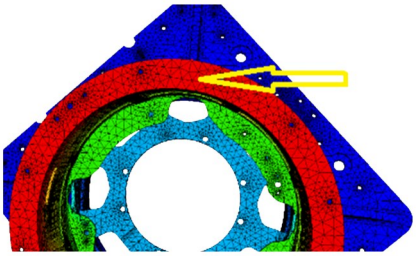
图17 测点1位移的试验结果与计算结果对比图

Fig. 17 Comparison between experimental results and calculated results of displacement at measuring point 1

在套筒上取参考点1和2，如图18所示，参考点1位于筒身和肋板连接处，为筒身应力最大点，参考点2位于套筒顶部，为套筒位移最大点。参考点1和参考点2的位移和应变随时间变化曲线如图19和图20所示，参考点1处应力较大，因此在前2 899 h蠕变速率和蠕变量较大，但该处的位移却很小，在蠕变试验结束时，只有3.83×10^{-3} mm。参考点2处应力较小，因此蠕变速率和总蠕变量都较小，但位移较大。对于整个套筒结构，参考点2处位移最大，对结构尺寸变化影响最大。



（a）参考点1



（b）参考点2

图18 参考点1和2示意图

Fig. 18 Schematics of reference points 1 and 2

4 结论

从蠕变机制出发建立了描述稳态蠕变阶段的蠕变速率方程，在该模型引入有效应力，得到描述稳态和减速蠕变阶段的蠕变模型，根据试验结果对建立的模型进行了验证，得到如下主要结论。

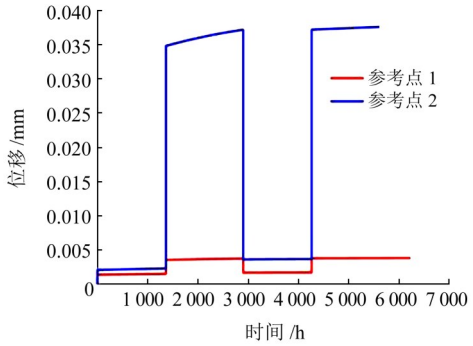


图19 参考点位移随时间变化曲线

Fig. 19 Variation curves of displacement at reference point with time

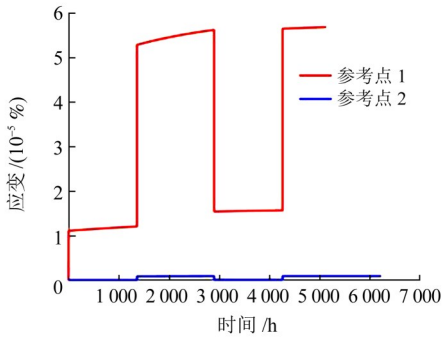


图20 应变随时间变化曲线

Fig. 20 Variation curves of strain at reference point with time

1）建立的蠕变本构模型可以很好地描述ZM6合金蠕变变形行为，其中引入的模型参数C'可以反映稳态蠕变速率与温度和应力的关系，模型参数D'可以反映减速蠕变过程与温度和应力的关系。

2）将建立的蠕变本构模型编写为用户材料子程序，使用该子程序可以预测ZM6合金不同温度应力水平下的蠕变变形行为。

3）根据建立的本构模型开展套筒循环载荷下的有限元计算，计算结果表明，知套筒蠕变量最大部位在筒身和底座以及底座上肋板连接处，结构尺寸变化最大位置位于套筒顶部。

鉴于套筒结构服役周期内不涉及加速蠕变阶段，因此上述本构模型不适用于加速蠕变变形行为描述。若考虑加速蠕变变形，应对其描述进行适当改进，以实现对蠕变三阶段的准确预测。同时，与该ZM6合金套筒的服役条件相关联，本模型主要适用于前述所提及的温度范围和应力水平。

参考文献(References)

[1] Mo N, Tana Q Y, Bermingham M, et al. Current development of creep-resistant magnesium cast alloys: a review[J]. Materials & Design, 2018, 155: 422-442.

[2] Cui Z, Xiong Y K, Liu Y, et al. Lowering creep rate in Mg-Zn-Ca magnesium alloy with hierarchical distribution of phases[J]. International Journal of Plasticity, 2025, 188: 104295.

[3] Shi H H, Liu R N, Chen H S, et al. Microstructural evolution and mechanical properties of ZM6 (Mg-Nd-Zr-Zn) alloy fabricated by wire arc additive manufacturing [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2025, 1022: 180096.
[4] Wang N, Yang Q, Li X L, et al. Microstructures and mechanical properties of a Mg-9Gd-3Y-0. 6Zn-0. 4Zr (wt. %) alloy modified by Y-rich misch metal [J]. Materials Science and Engineering: A, 2021, 806: 140609.
[5] Norton F H. The creep of steel at high temperatures [M]. New York: McGraw-Hill, 1929: 53.
[6] Evans R W, Wilshire B. Creep of metals and alloys [M]. London: The Institute of Metals, 1985: 258-281.
[7] Sandström R. Basic analytical modeling of creep strain curves [J]. Materials, 2023, 16(9): 3542.
[8] Kachanov L M. The theory of creep [M]. Boston Spa, England, Chaps: National Lending Library for Science and Technology, 1967: 11-37.
[9] Dyson B. Use of CDM in materials modeling and component creep life prediction [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 2000, 122(3): 281-296.
[10] Cocks A C F, Ashby M F. On creep fracture by void growth [J]. Progress in Materials Science, 1982, 27(3/4): 189-244.
[11] Lin Y, Wang C L, Sun Y C, et al. Review on creep phenomenon and its model in aircraft engines [J]. International Journal of Aerospace Engineering, 2023, 2023(1): 4465565.
[12] Frost H J, Ashby M F. Deformation-mechanism maps: the plasticity and creep of metals and ceramics [M]. Oxford: Pergamon Press, 1982: 9-24.
[13] Estrin Y, Mecking H. A unified phenomenological description of work hardening and creep based on one-parameter models [J]. Acta Metallurgica, 1984, 32(1): 57-70.
[14] Sandström R. Primary creep at low stresses in copper [J]. Materials Science and Engineering: A, 2023, 873: 144950.
[15] Xiao X Z, Li S L, Yu L. A general steady-state creep model incorporating dislocation static recovery for pure metallic materials [J]. International Journal of Plasticity, 2022, 157: 103394.
[16] 郭晓峰，刘本鑫，南宁宁，等. Fe-Cr-Ni基奥氏体不锈钢蠕变损伤本构模型研究[J]. 机械强度，2022，44(5)：1201-1206.
Guo Xiaofeng, Liu Benxin, Nan Ningning, et al. Creep damage constitutive model of Fe-Cr-Ni based austenitic stainless steel [J]. Journal of Mechanical Strength, 2022, 44(5): 1201-1206.
[17] 陈兴，周帼彦，涂善东. T型钎焊接头蠕变裂纹扩展的有限元分析[J]. 机械强度，2014，36(5)：790-796.
Chen Xing, Zhou Guoyan, Tu Shandong. Finite element analysis of creep crack propagation of T-type brazing joints [J]. Journal of Mechanical Strength, 2014, 36(5): 790-796. (In Chinese)
[18] 王斌，南宁宁，郭晓峰，等. 基于损伤力学的蒸汽转化炉热壁集气管蠕变损伤有限元分析[J]. 机械工程材料，2020，44(8)：74-77.
Wang Bin, Nan Ningning, Guo Xiaofeng, et al. Finite element analysis on creep damage for hot outlet manifold of steam reformer based on damage mechanics [J]. Materials for Mechanical Engineering, 2020, 44(8): 74-77. (In Chinese)
[19] Leckie F A, Hayhurst D R. Creep rupture of structures [J]. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, 1974, 340: 323-347.
[20] Mustata R, Hayhurst D R. Creep constitutive equations for a 0. 5Cr 0. 5 Mo0. 25 V ferritic steel in the temperature range 565 ℃-675 ℃ [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2005, 82(5): 363-372.

Finite element analysis of creep behavior of ZM6 alloy sleeve

WANG Pu[1]　**SHANG Fulin**[1]　**TANG Yubin**[2]　**ZHAO Pengfei**[2]

(1. State Key Laboratory for Strength and Vibration of Mechanical Structures, School of Aerospace, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

(2. Aerospace Science & Industry Corporation, Defense Technology R&T Center, Beijing 100854, China)

Abstract: [Objective] The ZM6 alloy sleeve undergoes slow creep in the service environment, resulting in changes in structural dimensions and failing to meet the original design accuracy requirements. To grasp the creep deformation behavior of ZM6 alloy and predict the actual creep deformation of the component, finite element analysis was conducted on the creep behavior of ZM6 alloy sleeves. [Methods] Firstly, the creep test of ZM6 alloy was carried out, and the creep mechanism was determined according to the stress correlation of the creep rate, a constitutive model describing the steady-state creep of this material was established. A new effective stress was proposed based on the θ model to describe the deceleration creep stage of ZM6 alloy. The constitutive model was numerically realized through Abaqus UMAT subroutine. The creep deformation behavior of the sleeve under cyclic loading at 100 ℃ was then numerically simulated. [Results] The results show that the proposed creep constitutive model can describe the creep behavior of ZM6 alloy; the maximum creep strain area of the sleeve is located at the joint between the cylinder body and the rib plate, and the maximum dimensional change of the sleeve occurs at its top.

Key words: Sleeve; Creep; Constitutive model; Finite element; ZM6 alloy

Corresponding author: SHANG Fulin, E-mail: shangfl@mail.xjtu.edu.cn

Fund: National Natural Science Foundation of China (12072248)

Received: 2025-03-24　　Revised: 2025-07-23　　（编辑：刘欢欢）