

# 镍基高温合金 IC10 的本构模型研究

畅一鹏,张宏建,卢孔汉,温卫东,崔海涛

(南京航空航天大学 航空发动机热环境与热结构工业和信息化部重点实验室,江苏 南京 210016)

**摘要:**基于晶体塑性滑移理论建立了 IC10 的本构模型,通过在 ABAQUS 软件平台上编写用户子程序(UMAT),模拟了 IC10 合金在 600 °C 下的拉伸应力-应变曲线和不同载荷条件下的拉-压疲劳迟滞回线。通过对比发现模拟所获得的计算曲线与试验曲线具有良好的 consistency,表明所建立的模型可以有效预测 IC10 合金在不同载荷下的高温力学行为。

**关键词:**IC10 合金(镍基高温合金);本构模型;晶体塑性滑移理论;循环应力-应变曲线

**中图分类号:**TB35;V250.3 **文献标志码:**B **文章编号:**1671-5276(2020)04-0105-04

## Research on Constitutive Model Verification for IC10 Alloy

CHANG Yipeng, ZHANG Hongjian, LU Konghan, WEN Weidong, CUI Haitao

(Aero-engine Thermal Environment and Structure Key Laboratory of Ministry of Industry and Information Technology, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

**Abstract:** Constitutive model is established based on the plastic slip crystals theory. By writing UMAT, the stress-strain responses of IC10 alloy under different loading conditions are simulated based on the present model. By comparison, it is found that the calculated curves are well consistent with the experimental results. It indicates that the constitutive model can be used to reasonably describe the high-temperature mechanical behaviors of IC10 alloy.

**Keywords:** IC10 alloy; constitutive model; crystal plasticity; cyclic stress-strain curve

## 0 引言

随着新一代航空发动机的发展,现役的合金材料已逐步开始采用镍基高温合金。IC10 作为国产镍基定向凝固高温合金的代表之一,目前已被广泛应用于诸如涡轮发动机等先进动力推进系统的热端部件中,因而开展其本构关系的建模预测研究有助于提高材料的工程应用价值。

目前国内外对镍基高温合金均已不同程度地开展了本构关系研究。岳珠峰等<sup>[1]</sup>对 DD3 合金开展了不同温度下的拉伸、蠕变本构关系研究,采用弹塑性晶体滑移理论建立了相应的本构关系。蔚夺魁<sup>[2]</sup>基于晶体塑性理论并对材料非线性运动硬化采用变量描述,在滑移剪切率演化方程中引入背应力项,建立了 GH4169 合金的高温循环应变硬化晶体塑性本构模型。上述研究均是基于晶体塑性框架并结合经典弹塑性本构理论而建立,而如果晶体塑性滑移理论从微观的晶体变形出发,通过描述晶体滑移系的开动以及位错等内变量的演化,则能够更加全面、准确地预测在不同载荷下的材料力学行为。

目前针对镍基高温合金 IC10 合金研究主要集中于单轴静强度实验、高温下蠕变机理以及动态回复方面研究<sup>[3-4]</sup>,而针对 IC10 合金的疲劳力学行为以及相应的循环塑性本构关系却鲜有报道。本文在晶体塑性理论的框架下,应用率相关的硬化方程,编写 UMAT 用户子程序,

针对 IC10 合金在 600 °C 下单轴拉伸以及循环力学行为开展数值模拟研究,讨论了晶体塑性滑移模型用于 IC10 合金高温疲劳力学行为的合理性。

## 1 晶体塑性本构关系的基本公式

材料变形应变梯度  $F$  可以由一个塑性部分  $F^p$  和一个刚体转动的弹性部分  $F^e$  相乘,得<sup>[3]</sup>:

$$F = F^e \cdot F^p \tag{1}$$

图 1 为晶体变形的图像。其中晶体变形主要分为塑性与弹性两部分。

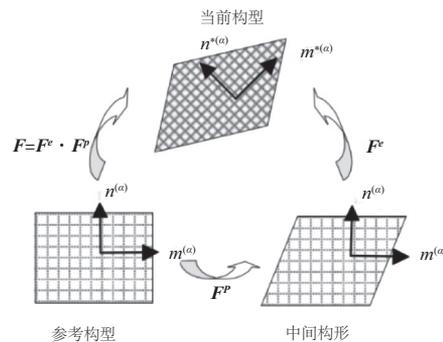


图 1 晶体变形图

令  $L$  表示速度梯度:

$$L = \dot{F} F^{-1} = \dot{F}^e (F^e)^{-1} + F^e \dot{F}^p (F^p)^{-1} (F^e)^{-1} = L^e + L^p \tag{2}$$

**基金项目:**国家自然科学基金项目(91860111);航空动力基金项目(6141B090317)

**第一作者简介:**畅一鹏(1995—)男,山西应县人,硕士研究生,研究方向为高温合金疲劳行为与本构关系。

各滑移系中由滑移引起的剪切应变与整体塑性变形之间的关系为:

$$\dot{\mathbf{F}}^p (\mathbf{F}^p)^{-1} = \sum_{\alpha=1}^N \dot{\gamma}^{(\alpha)} \mathbf{m}^{(\alpha)} \otimes \mathbf{n}^{(\alpha)} \quad (3)$$

其中:  $\dot{\gamma}^{(\alpha)}$  表示第  $\alpha$  滑移系的滑移剪切率;  $\mathbf{m}^{(\alpha)}$  为晶格畸变后的滑移方向;  $\mathbf{n}^{(\alpha)}$  为晶格畸变后的滑移面法线方向。

速度梯度可以分解为一个对称部分和一个反对称部分:

$$\mathbf{L} = \frac{1}{2}(\mathbf{L} + \mathbf{L}^T) + \frac{1}{2}(\mathbf{L} - \mathbf{L}^T) = \mathbf{D} + \mathbf{W} \quad (4)$$

上标“e”、“p”分别表示弹性速度梯度、塑性速度梯度。

$$\mathbf{D}^e = \frac{1}{2}[\dot{\mathbf{F}}^e (\mathbf{F}^e)^{-1} + ((\mathbf{F}^e)^T)^{-1} (\dot{\mathbf{F}}^e)^T] \quad (5)$$

$$\mathbf{D}^p = \sum_{\alpha=1}^N \mathbf{P}^{(\alpha)} \dot{\gamma}^{(\alpha)} \quad (6)$$

$$\mathbf{W}^e = \frac{1}{2}[\dot{\mathbf{F}}^e (\mathbf{F}^e)^{-1} - ((\mathbf{F}^e)^T)^{-1} (\dot{\mathbf{F}}^e)^T] \quad (7)$$

$$\mathbf{W}^{(\alpha)} = \frac{1}{2}(\mathbf{m}^{(\alpha)} \otimes \mathbf{n}^{(\alpha)} - \mathbf{n}^{(\alpha)} \otimes \mathbf{m}^{(\alpha)}) \quad (8)$$

以上公式为晶体塑性理论的基本公式,建立了滑移剪切率和宏观变形率之间的关系。

式(9)将应力率、变形率以及滑移剪切率联系在一起:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{EMT} : \mathbf{D} - \sum_{\alpha=1}^N [\mathbf{EMT} : \mathbf{P}^{(\alpha)} + \mathbf{B}^{(\alpha)}] \dot{\gamma}^{(\alpha)} \quad (9)$$

其中:

$$\mathbf{B}^{(\alpha)} = \mathbf{W}^{(\alpha)} \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma} \mathbf{W}^{(\alpha)} \quad (10)$$

$$\mathbf{P}^{(\alpha)} = \frac{1}{2}(\mathbf{m}^{(\alpha)} \otimes \mathbf{n}^{(\alpha)} + \mathbf{n}^{(\alpha)} \otimes \mathbf{m}^{(\alpha)}) \quad (11)$$

式中:  $\mathbf{EMT}$  为瞬时弹性模量张量;  $\mathbf{D}$  为变形率张量。

## 2 晶体塑性率相关本构关系

在上述晶体塑性理论中,求解应力-应变关系的关键就是解决滑移系剪切率的计算问题。

目前广泛应用的是率相关和率无关两种形式的晶体塑性滑移理论。其中率相关模型的滑移剪切率是唯一确定的,这在实际计算中,带来很多方便之处。

基于各滑移系中切应力  $\tau^\alpha$  提出率相关的幂函数硬化方程:

$$\dot{\gamma}^\alpha = \dot{\gamma}_0^\alpha \left[ \frac{\tau^\alpha}{g^\alpha} \right] \left[ \left| \frac{\tau^\alpha}{g^\alpha} \right| \right]^{\frac{1}{m}-1} \quad (12)$$

式中:  $g^\alpha$  为滑移阻力;  $\dot{\gamma}^\alpha$  为参考剪切应变速率;  $m$  为应变速率敏感指数,当  $m=0$  时,与应变速率无关,需要说明的是,当  $m \rightarrow 0$  时计算不稳定。

式(12)中,滑移系的分切应力与宏观应力之间的关系可表示为:

$$\tau^\alpha = \boldsymbol{\sigma} / P^\alpha \quad (13)$$

式中:  $\tau^\alpha$  为各个滑移的分切应力;  $P^\alpha$  为取向因子;  $\boldsymbol{\sigma}$  为晶轴系下的应力张量。

从式(12)中可以看出  $g^\alpha$  的演化在描述材料的本构模型非常重要。本文中采用  $g^\alpha$  的硬化函数公式为:

$$g^\alpha = \sum_{\beta=1}^N h_{\alpha\beta} |\dot{\gamma}^\beta| \quad (14)$$

式中  $h_{\alpha\beta}$  称为硬化系数,它决定了滑移系  $\beta$  中的滑移剪切率

对滑移系  $\alpha$  所造成的硬化。硬化系数是变形历史、变形温度和速度的函数,本文采用的形式为:

$$h_{\alpha\beta} = q_{\alpha\beta} h_0 \left[ 1 - \frac{g^\alpha}{\tau^s} \right]^\beta + \frac{kT}{Z_0} \quad (15)$$

式中:  $q_{\alpha\beta}$  是潜在硬化的极值;  $h_0$  为单滑移系硬化率初值;  $\tau^s$  为饱和参考剪切应力;  $\beta$  为硬化指数;  $k$  为温度影响因子<sup>[4]</sup>。

## 3 本构模型的有限元实施

本文采用商用有限元软件 ABAQUS 进行有限元分析,通过用户子程序 UMAT 接口,编制了晶体塑性模型完整算法,计算流程图如图 2 所示。

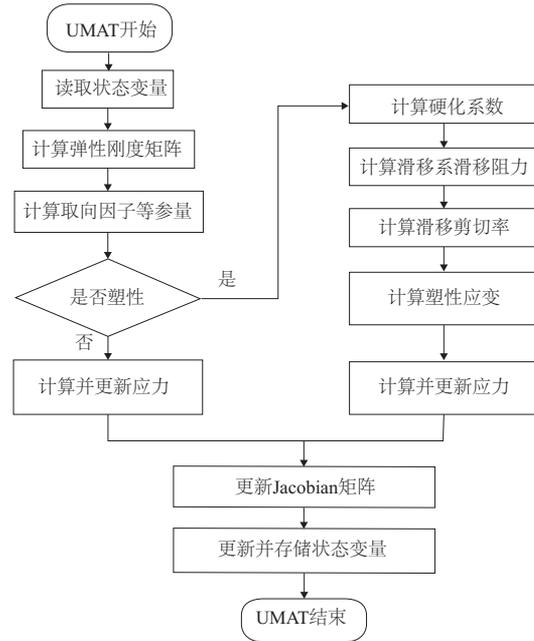


图 2 UMAT 流程图

IC10 合金是一种典型的多相 L1<sub>2</sub> 型材料,由于本文中只考虑在单轴 [001] 方向的循环行为,因此在模拟时,可认为 IC10 是正交各向异性材料,且循环行为中只有八面体滑移系上的滑移运动。在本文中结合单轴拉伸试验数据,参考温志勋<sup>[5]</sup>、周杰<sup>[6]</sup>改进的模型参数计算方法来获取本文模型参数。

本文基于晶体塑性理论编制了改进的本构模型程序,通过用户子程序 UMAT 嵌入有限元软件 ABAQUS 中,采用表 1 的材料参数对 IC10 合金高温环境下在不同应变下的非弹性响应力学行为开展数值模拟,其中 IC10 合金元胞建模如图 3 所示,在此基础上分别加载单轴以及循环载荷。本文中采用假设均匀化模型,因此在施加周期性边界条件后,可认为各单元受力均匀一致。

表 1 IC10 合金 600 °C 下的参数赋值

$C_{11}/\text{GPa}$	$C_{12}/\text{GPa}$	$C_{13}/\text{GPa}$	$m$	$\tau^s/\text{MPa}$
229.303	158.604	115.064	0.02	585
$\dot{\gamma}_0^\alpha/s^{-1}$	$\beta$	$k$	$Z_0$	$h_0/\text{MPa}$
$6.75 \times 10^{13}$	1.3	0.5	$4.5 \times 10^5$	1 000

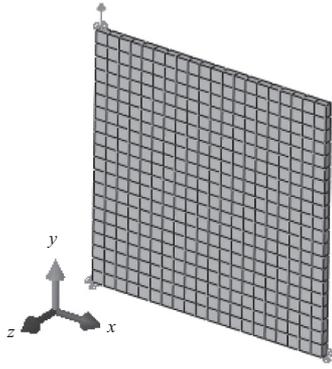


图3 元胞模型示意图

### 3.1 单轴拉伸数值模拟分析

材料在 600 °C 下受到单向拉伸载荷,计算模型采用的是均匀单胞模型,采用的是周期性边界条件,并且在 [001] 方向上施加拉伸载荷。根据实验状况,本次施加的拉伸载荷为位移载荷,  $u=0.06a$ 。其中  $a$  为单胞的边长。

通过对几何模型施加载荷,并进行应力分析,绘制应力-应变曲线。模拟结果与试验结果对比如图 4 所示。可以看出,在单向拉伸条件下,模拟曲线与试验曲线吻合度较高,说明了模型的有效性以及数值仿真方法的可靠性。

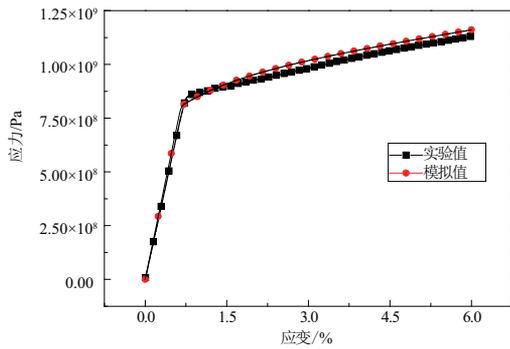


图4 单轴拉伸下模拟值与实验值对比

### 3.2 单轴循环数值模拟分析

在循环模拟中依旧采用图 3 给出的均匀单胞模型,在 [001] 方向上施加循环位移载荷。根据疲劳试验的实际加载波形,本文在模拟过程中采用三角波形,单个循环加载幅值曲线如图 5 所示。对几何模型分别施加 0.75%、0.85%、1% 的循环载荷,绘制循环应力-应变曲线,并与文献 [7] 实验曲线比较结果如图 6 所示。从图中可以看出,采用的晶体塑性理论可以合理地模拟 IC10 高温合金循环加载下的力学行为,特别在材料弹性卸载与加载阶段,数值模拟曲线与实验曲线吻合度非常高,但是在屈服阶段还是存在一定的误差。误差的主要来源在于高温下的循环加载下,材料在弹性卸载、加载的过程中会有塑性的影响。此外,滑移阻力、滑移变形等微观变量在循环加载下的变化具有不确定性,使得预测结果与试验结果存在部分误差。因此,本文建立的本构方法有待进一步改进,在率相

关的硬化方程中考虑更多的循环运动变量影响因子,或在本构模型中添加与运动路径相关的变形函数,会更好地反映材料的变形过程。

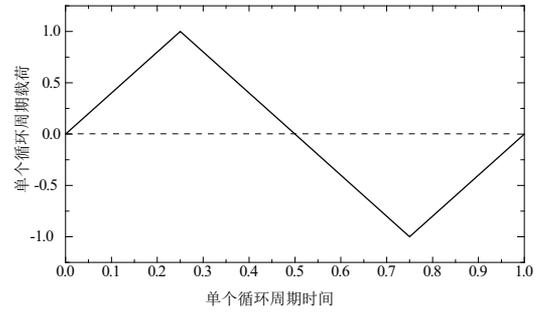
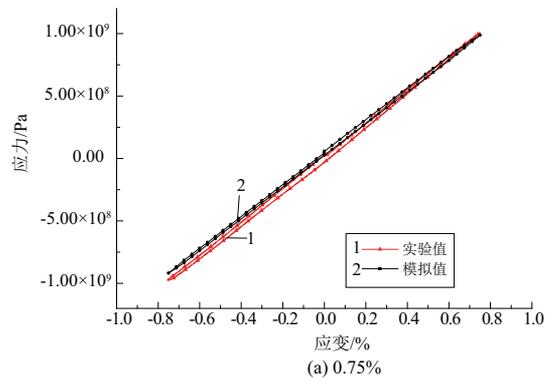
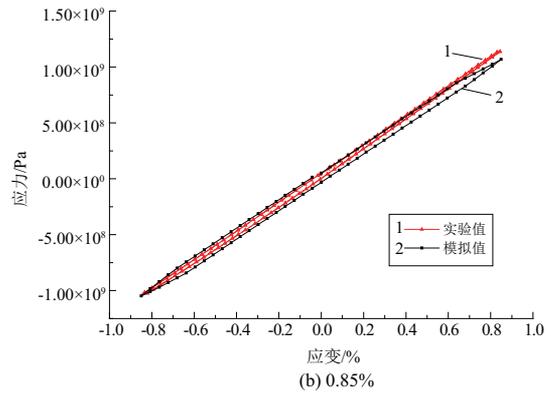


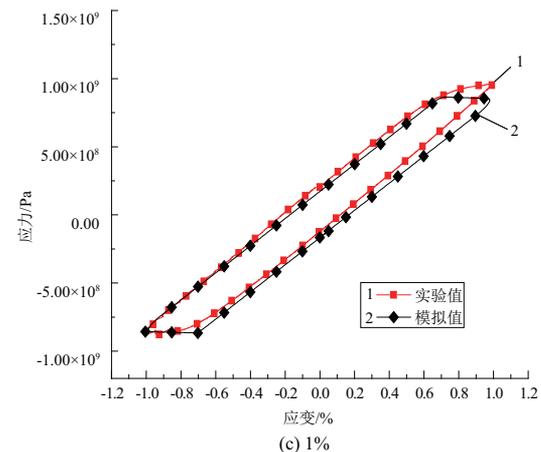
图5 单个循环周期加载幅值曲线图



(a) 0.75%



(b) 0.85%



(c) 1%

图6 IC10 合金 600 °C 下不同应变水平数值模拟结果

## 4 结语

本文基于晶体塑性理论建立了相应的 IC10 合金本构模型,采用率相关的硬化方程,编制了本构模型的 UMAT 用户材料子程序,利用 ABAQUS 软件开展了 IC10 合金在 600℃、不同载荷下的循环应力-应变响应曲线的数值模拟研究。结果表明:采用晶体塑性理论能较好地描述 IC10 合金在特定温度下的复杂力学行为;同时也进一步验证了模型算法的完整性与计算程序的正确性。

### 参考文献:

- [1] 岳珠峰,杨治国,尹泽勇,等. 单晶涡轮叶片材料本构模型及应用研究[J]. 燃气涡轮试验与研究,2003,16(1):50-56.

- [2] 蔚夺魁,杨晓光,张克实. 多晶镍基合金循环塑性细观本构关系[J]. 航空动力学报,2013(10):2167-2173.  
 [3] 张宏建,温卫东,崔海涛,等. 不同温度下 IC10 合金的本构关系[J]. 航空学报,2008(2):499-504.  
 [4] 罗娟. 基于晶体塑性理论的多晶循环本构模型及其有限元实现[D]. 成都:西南交通大学,2014.  
 [5] 温志勋. 晶体塑性理论及其在镍基单晶和双晶合金中的应用[D]. 西安:西北工业大学,2007.  
 [6] 周杰. 镍基金属间化合物 IC10 合金的变形机理及本构模型研究[D]. 南京:南京航空航天大学,2016.  
 [7] 卢孔汉. 镍基金属间化合物材料的疲劳行为及循环塑性本构模型研究[D]. 南京:南京航空航天大学,2018.

收稿日期:2019-02-27

(上接第 96 页)

难度,但是从优化效率来看, $p$  值的增大导致计算时间大大增加。因为优化过程中密度的变化更加得缓慢,所以选择合适的  $p$  值不论是对实际结果还是对计算效率来说都是很有必要的。

## 3 结语

本文通过利用一种改进的 SIMP 优化模型对舟桥装备轻量化目标进行拓扑优化。结果表明,将材料由结构钢变为铝并保证体积相同的情况下,在桁架结构承受相同载荷且总形变相同的前提下使桁架质量降低了 65.6%,对舟桥装备的应急救援具有重要意义。体积系数改变后的优化结果表明,减少材料也能够使桁架结构满足使用要求。这对舟桥装备的轻量化也是有决定性影响的。但考虑到加工、安装和使用等实际问题,实际情况会受到很多相关参数的影响,比如材料属性会受到材料体积、形状或加工质量的影响;关节处的稳定会受到焊接性能的影响;使用寿命会受到材料自身的影响等。另外对密度插值函数系数的变化进行了对比,发现  $p=10$  的优化结果显示出了更贴近实际的结构,大大减少了制造的难度,但是从优化效率来看, $p$  值的增大导致计算时间增加,所以选择合适的  $p$  值无论是对实际结果还是对计算效率来说都是很有必要的。

### 参考文献:

- [1] 陈启飞,黄亚新,王建平,等. 玻璃钢/钢材复合结构带式舟桥方舟的研制[J]. 纤维复合材料,2002(1):27-29.  
 [2] 孙建群,林铸明,孙文俊. 可供舟桥结构采用的铝合金材料

分析[J]. 工兵装备研究,2003(6):45-49.

- [3] DIAZ A R, BENDSOE M P. Shape optimization of structures for multiple loading conditions using a homogenization method [J]. Structural Optimization, 1992 (4): 17-22.  
 [4] BENDSOE M P. Optimal shape design as a material distribution problem [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 1989,4(1):193-202.  
 [5] OSHER S, SETHIAN J A. Fronts propagating with curvature dependent speed: algorithms based on hamilton-jacobi formulations [J]. Journal of Computational Physics, 1988, 79: 12-49.  
 [6] ROZVANY G I N, KIRSCH U, BENDSOE M P. Layout optimization of structures [J]. Applied Mechanics Reviews, 1995, 48(2):411-419.  
 [7] STOLPE M, SVANBERG K. An alternative interpolation scheme for minimum compliance topology optimization [J]. Structural Multidiscipline Optimization, 2001, 22(2):116-124.  
 [8] B.S. Lazarov, O. Sigmund. Filters in topology optimization based on helmholtz type differential equations[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2011, 86: 765-781.  
 [9] WANG F, B.S. Lazarov, O. Sigmund. On projection methods, convergence and robust formulations in topology optimization[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2011, 43: 767-784.  
 [10] 沈伟,廖敏,王强. 基于拓扑优化的变速箱壳体轻量化设计[J]. 农机化研究,2018,40(4):240-247.  
 [11] 陈远帆,李舜酩,苏玉青. 拓扑优化与尺寸优化相结合的割草车车架轻量化设计[J]. 重庆理工大学学报(自然科学版),2017(1):34-41.

收稿日期:2019-04-24