

文章编号:1000-8055(2020)11-2275-09

doi:10.13224/j.cnki.jasp.2020.11.004

基于三维通用单胞方法的平纹编织 复合材料多尺度损伤模拟方法

张 龙¹, 程 俊¹, 邱荣凯¹, 刘秉斌¹, 马 俊^{1,2}

(1. 中国空气动力研究与发展中心 设备设计及测试技术研究所, 四川 绵阳 621000;

2. 四川大学 高分子科学与工程学院, 成都 610065)

摘 要: 为了解决编织复合材料多尺度损伤模拟的技术难题, 发展了基于三维通用单胞模型(GMC)的多尺度损伤模拟方法。基于通用单胞方法基本理论, 推导宏观细观参量的转换公式, 设计了宏观损伤增量迭代流程。以二维平纹编织陶瓷基复合材料为例, 开展了结构单胞的细观损伤模拟, 以及其平板试验件的多尺度损伤模拟, 得到了细观损伤云图和宏观应力应变曲线。研究表明: 该方法模拟的结构单胞细观损伤过程与文献描述的损伤机理相符, 预测的平板试验件损伤过程的应力应变曲线与试验结果基本吻合, 所预测强度值的相对误差小于 5%。

关 键 词: 单胞方法; 复合材料; 平纹编织; 多尺度; 损伤模拟

中图分类号: V214.8

文献标志码: A

Multiscale damage simulation of plain weave composites based on 3D general method of cells

ZHANG Long¹, CHENG Jun¹, QIU Rongkai¹, LIU Bingbin¹, MA Jun^{1,2}

(1. Facility Design and Instrumentation Institute,

China Aerodynamics Research and Development Center, Mianyang Sichuan 621000, China;

2. College of Polymer Science and Engineering,

Sichuan University, Chengdu 610065, China)

Abstract: In order to solve the technical difficulty of operating multiscale simulation on the braided composites of highly complicated mesoscopic structure, a multiscale damage simulation method based on 3D general method of cells (GMC) model was developed. Based on the basic theory of the GMC method, the conversion formula of macroscopic and mesoscopic parameters was derived, and the iterative process of macroscopic and mesoscopic damage increment steps was developed. Taking the 2D plain weave ceramic matrix composite as an example, the mesoscopic damage simulation on the unit cell was examined and the multi-scale damage simulation on the flat test piece of the 2D plain weave composites was performed. The mesoscopic damage contours and macroscopic stress-strain curve were obtained. The research revealed that the unit cell mesoscopic damage process simulated by the method agreed

收稿日期: 2020-04-17

基金项目: 国家自然科学基金(51811540406)

作者简介: 张龙(1991—), 男, 工程师, 博士, 主要从事先进飞行器结构设计研究。

通信作者: 程俊(1984—), 男, 工程师, 硕士, 主要从事风洞结构设计研究。E-mail: sun_junny@sina.com

引用格式: 张龙, 程俊, 邱荣凯, 等. 基于三维通用单胞方法的平纹编织复合材料多尺度损伤模拟方法[J]. 航空动力学报, 2020, 35(11): 2275-2283. ZHANG Long, CHENG Jun, QIU Rongkai, et al. Multiscale damage simulation of plain weave composites based on 3D general method of cells[J]. Journal of Aerospace Power, 2020, 35(11): 2275-2283.

with the damage mechanism described in the related literatures. The predicted stress-strain curve during the damage process of the flat test specimen was consistent with the test results, and the relative error of the predicted intensity value was less than 5%.

Key words: method of cells; composites; plain weave; multiscale; damage simulation

编织复合材料面外力学性能优异^[1],可用于制备承受复杂载荷的航空结构件。我国某型在研的航空发动机的低压涡轮导叶,正是采用二维编织陶瓷基复合材料。编织复合材料细观结构复杂,宏观上呈高度正交各向异性,损伤行为研究困难,为此国内外研究机构开展了大量的理论和试验研究。Chaboche、Li等^[2-4]采用连续介质损伤力学模型研究陶瓷基复合材料的应力应变关系。连续介质损伤力学描述复合材料复杂损伤行为的能力较强,在模拟各向异性损伤、刚度退化、拉压不对称、裂纹闭合效应等力学行为时具有较高的精度,但是为了建立各向异性损伤张量,需要开展大量试验获取较多的模型参数。

Chaboche等^[2]通过通过圆管拉剪试验研究了陶瓷基复合材料的宏观力学响应。Ogasawara等^[5]研究了拉伸载荷对编织陶瓷基复合材料切变模量的影响。Wang等^[6]研究了剪切载荷下陶瓷基复合材料的裂纹扩展行为。王翔等^[7]利用Arcan夹具实现了对二维平纹编织复合材料的拉伸、剪切加载试验。连续介质力学主要是从宏观层面上去模拟,并不关心细观损伤机理与宏观力学响应的联系机制。在细观损伤机理方面,研究者常采用断裂力学模型研究基体的开裂行为,如经典的Budiansky-Hutchinson-Evans(BHE)模型^[8]和Marshall-Cox-Evans(MCE)模型^[9]等。基体开裂后,随着载荷继续增大,基体裂纹演化过程中纤维出现脱黏和滑移,以及卸载时的反向滑移。纤维的正向和反向滑移交替发生是形成疲劳迟滞回线的重要原因,因此纤维滑移理论主要用于复合材料疲劳研究^[10]。

在编织复合材料多尺度模拟技术方面,刚度平均法^[11]认为复合材料的等效刚度等于各组分相刚度的按照其占比进行叠加,如求解单向纤维增强复合材料材料常数的混合法则^[12]、Chamis公式法^[13]等,均可归入此类。刚度平均法也可以用于求解编织结构的等效刚度,此时需对各向异性的纤维束进行刚度矩阵坐标转换^[11]。细观力学有限元法^[14-15]通过建立单胞形式的细观有限元模型,分析其力学响应,然后对计算所得场变量进行体积平均,以求解宏观等效材料性能。通用单

胞方法^[16]对单胞进行切割,划分成一个个小的子胞,复合材料的等效刚度等于各子胞刚度乘以集中系数矩阵,然后进行体积平均。以上三种方法均需要对细观结构进行人为划分、叠加,不可避免会引入几何误差。渐进均匀化法^[17]建立上一级尺度和下一级尺度之间的解析关系,有严格的数学理论,避免了类似于通用单胞模型法经有限次切割与真实结构之间存在的几何误差。但在求解解析方程时需要用到有限元等数值方法,也难以避免会引入数值误差。

通用单胞方法由Aboudi等^[16,18]提出,在Aboudi的研究基础之上,美国国家航空航天局(NASA)研究团队的Bednarczyk、Nemeth与Arnold等^[19-22]将通用单胞模型广泛地应用于复合材料各个领域的研究,并且成功地将通用单胞模型与商用有限元软件结合^[22],形成了开展复合材料结构件多尺度模拟的有力工具。孙志刚^[23]将单胞模型方法用于金属基复合材料的宏观细观统一本构模型计算分析,将通用单胞模型算法改进,提高了计算效率,并实现了与商业有限元软件的结合。高希光^[24]提出了高精度四边形子胞模型,子胞可为任意多边形、几何划分能力更强,可以采用较少的子胞数量达到较高的计算精度。

在编织复合材料的细观单胞建模方面,国内外学者也开展了大量的研究^[25-29]。单胞模型由纤维束和纤维束之间空隙处的填充基体组成,其中最关键的是对纤维束轨迹和形状的研究。孙晓强等^[25]采用直线段与正弦曲线描述纤维束轨迹。Chen等^[26]采用扫描电子显微镜(SEM)观测了编织复合材料的细观结构,基于此提出内部纤维束轨迹为直线,表面和边角纤维束轨迹为螺旋线与直线的组合。郑锡涛和李典森等^[27-28]直接将纤维束轨迹简化为直线。申秀丽等^[29]基于最小应变能原理,推导出纤维束轨迹为直线和螺旋线的组合。关于纤维束截面形状,常采用多边形、圆形、椭圆形等。综上,编织复合材料细观结构建模方面已经取得了较多的研究成果,但是将通用单胞方法用于编织复合材料的研究研究还较少。

编织复合材料细观结构复杂,采用三维通用单胞进行几何划分较困难。目前研究主要集中在

二维通用单胞模型的理论和应用,针对三维通用单胞模型的理论研究也较为成熟,但是应用研究较少。Bednarczyk 等^[19]将二维平纹编织复合材料处理为层合板,先划分为若干层,再将每一层采用二维矩形子胞进行划分,本质上还是基于二维通用单胞理论,模拟预测精度较低。以文献[30]中的二维平纹编织陶瓷基复合材料为背景,本文建立了一种三维通用单胞模型,并通过与传统的有限元单胞模型的宏细观力学响应计算结果进行对比分析,验证了模型的精度。

综上,通用单胞方法为复合材料的多尺度模拟提供了有力工具,但在编织复合材料损伤模拟方面还缺乏相应的研究。本文在文献[30]基础上,引入损伤萌生与演化准则,设计损伤增量迭代流程,发展基于三维通用单胞模型的编织复合材料多尺度损伤模拟方法。

1 通用单胞方法

1.1 基本理论

Aboutdi 等^[16,18]发展了二维和三维通用单胞方法(GMC),随着子胞数量、维数增加,几何模拟能力更强,但推导计算过程也更加复杂。本文旨在发展基于三维通用单胞模型的编织复合材料多尺度损伤模拟方法,下面先介绍三维通用单胞方法的基本理论。

如图 1 所示,在总体坐标系 (x_1, x_2, x_3) 下,分别采用 $N_\alpha, N_\beta, N_\gamma$ 个子胞,对单胞(repeating unit cell, RUC)在 x_1, x_2, x_3 三个坐标轴方向进行几何划分。 d, h 和 l 分别为 RUC 在 x_1, x_2 和 x_3 三个坐标轴方向的边长, d_α, h_β 和 l_γ 分别为序号 α, β, γ 的子胞在 x_1, x_2 和 x_3 三个坐标轴方向的边长。在每个子胞中心建立局部坐标系 $(\bar{x}_1^{(\alpha)},$

$\bar{x}_2^{(\beta)}, \bar{x}_3^{(\gamma)})$,上标 α, β, γ 依次为该子胞在 x_1, x_2, x_3 三个坐标轴方向的序号。

首先,基于 RUC 内应力应变体积平均,建立宏观应力 $\bar{\sigma}$ /应变 $\bar{\epsilon}$ 和细观应力 $\sigma^{(\alpha\beta\gamma)}$ /应变 $\epsilon^{(\alpha\beta\gamma)}$ 的关系如式(1)和式(2)所示,式中 V 和 $v_{\alpha\beta\gamma}$ 分别表示 RUC 和子胞的体积。

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{V} \sum_{\alpha=1}^{N_\alpha} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} v_{\alpha\beta\gamma} \sigma^{(\alpha\beta\gamma)} \quad (1)$$

$$\bar{\epsilon} = \frac{1}{V} \sum_{\alpha=1}^{N_\alpha} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} v_{\alpha\beta\gamma} \epsilon^{(\alpha\beta\gamma)} \quad (2)$$

其中细观子胞的几何关系如式(3)所示、应力应变关系如式(4)所示。式中 $C^{(\alpha\beta\gamma)}$ 为细观子胞刚度矩阵,上标 i 为非弹性项,上标 th 为热效应项。

$$\epsilon_j^{(\alpha\beta\gamma)} = \frac{1}{2} (\partial_j u_i^{(\alpha\beta\gamma)} + \partial_i u_j^{(\alpha\beta\gamma)}) \quad (3)$$

$$\sigma^{(\alpha\beta\gamma)} = C^{(\alpha\beta\gamma)} (\epsilon^{(\alpha\beta\gamma)} - \epsilon^i^{(\alpha\beta\gamma)} - \epsilon^{th}^{(\alpha\beta\gamma)}) \quad (4)$$

然后,引入位移/应力连续条件,再结合平衡方程,得出细观子胞与宏观 RUC 应变之间的关系如式(5)所示,式中 $A^{(\alpha\beta\gamma)}$ 和 $D^{(\alpha\beta\gamma)}$ 表示应变集中系数矩阵,取决于各子胞的材料性能以及 RUC 的几何划分形式, u 为位移。

$$\epsilon^{(\alpha\beta\gamma)} = A^{(\alpha\beta\gamma)} \bar{\epsilon} + D^{(\alpha\beta\gamma)} (\epsilon_s^i + \epsilon_s^{th}) \quad (5)$$

最后,将式(5)代入式(1),即可得到宏观 RUC 的应力应变关系

$$\bar{\sigma} = B(\bar{\epsilon} - \bar{\epsilon}^i - \bar{\epsilon}^{th}) \quad (6)$$

其中 B 为宏观等效刚度矩阵

$$B = \frac{1}{V} \sum_{\alpha=1}^{N_\alpha} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} v_{\alpha\beta\gamma} C^{(\alpha\beta\gamma)} A^{(\alpha\beta\gamma)} \quad (7)$$

$\bar{\epsilon}^i$ 与 $\bar{\epsilon}^{th}$ 为宏观非弹性应变与热应变,分别为

$$\bar{\epsilon}^i = \frac{B^{-1}}{V} \sum_{\alpha=1}^{N_\alpha} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} v_{\alpha\beta\gamma} C^{(\alpha\beta\gamma)} (D^{(\alpha\beta\gamma)} \epsilon_s^i - \epsilon_s^{i(\alpha\beta\gamma)}) \quad (8)$$

$$\bar{\epsilon}^{th} = \frac{B^{-1}}{V} \sum_{\alpha=1}^{N_\alpha} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} v_{\alpha\beta\gamma} C^{(\alpha\beta\gamma)} (D^{(\alpha\beta\gamma)} \epsilon_s^{th} - \epsilon_s^{th(\alpha\beta\gamma)}) \quad (9)$$

1.2 损伤增量步迭代流程

本文将通用单胞方法用于细观损伤模拟,设计损伤增量步迭代流程如图 2 所示。

1) 采用式(5),根据 $A^{(\alpha\beta\gamma)}$ 、 $\Delta \epsilon$ 计算细观的子胞应变增量 $\Delta \epsilon^{(\alpha\beta\gamma)}$ 。

2) 根据子胞的本构关系,基于子胞当前时间步的应力应变状态和应变增量更新子胞下一时间步的总应变 $\epsilon_{t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$ 、非弹性应力 $\epsilon_{t+\Delta t}^{I(\alpha\beta\gamma)}$ 、热应变 $\epsilon_{t+\Delta t}^{th(\alpha\beta\gamma)}$ 、应力 $\epsilon_{t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$ 、 $\sigma_{t+\Delta t}^{I(\alpha\beta\gamma)}$ 与 $\sigma_{t+\Delta t}^{th(\alpha\beta\gamma)}$,可根据子胞本

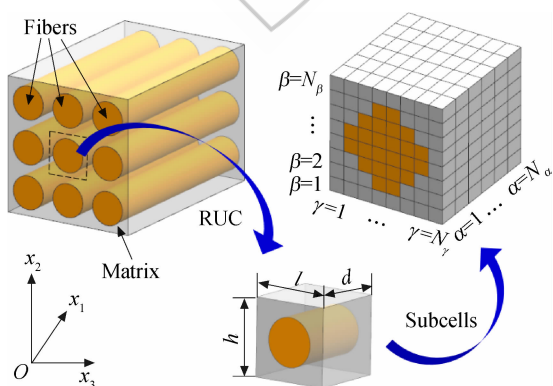


图 1 三维通用单胞模型示意图

Fig. 1 Sketch for 3D GMC model

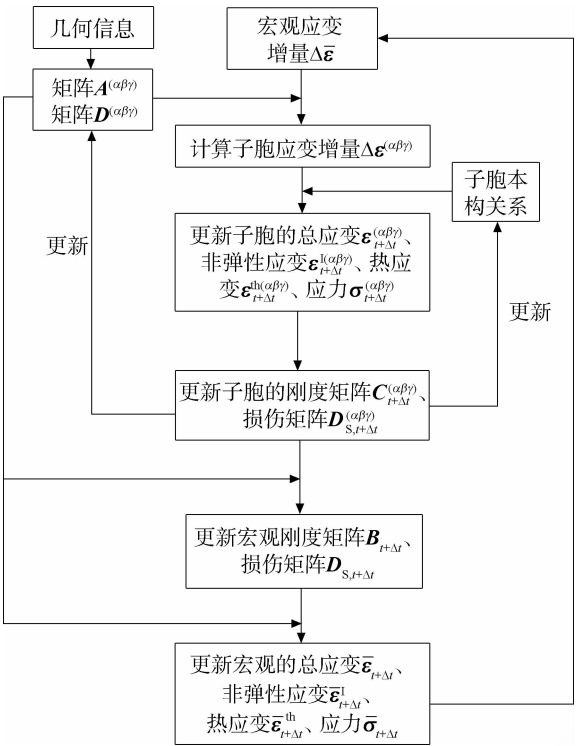


图 2 损伤增量步迭代流程

Fig. 2 Iteration process of damage incremental step

构关系的复杂度选择不同的迭代方法进行求解,如牛顿迭代、弧长算法等。

3) 采用式(7),更新宏观的刚度矩阵 $B_{t+\Delta t}$,根据刚度矩阵相对于初始刚度矩阵的退化量,计算损伤矩阵 $D_{S,t+\Delta t}$ 。

4) 更新子胞的刚度矩阵 $C_{t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$,根据刚度矩阵相对于初始刚度矩阵的退化量,计算损伤矩阵 $D_{S,t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$ 。

5) 根据子胞的刚度矩阵 $C_{t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$,更新子胞的本构关系,并更新矩阵 $A_{t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$ 和矩阵 $D_{t+\Delta t}^{(\alpha\beta\gamma)}$ 。

6) 采用式(8)与式(9),更新宏观非弹性应变 $\bar{\epsilon}_{t+\Delta t}^l$ 与热应变 $\bar{\epsilon}_{t+\Delta t}^{th}$,依据宏观应变增量 $\Delta\bar{\epsilon}$ 更新宏观总应变 $\bar{\epsilon}_{t+\Delta t}$,并计算宏观应力 $\bar{\sigma}_{t+\Delta t}^l$ 、 $\bar{\sigma}_{t+\Delta t}^{th}$ 与 $\bar{\sigma}_{t+\Delta t}$ 。

7) 继续下一个增量步。

2 编织复合材料细观损伤模拟

2.1 通用单胞模型

作者在前期研究中已经开展了二维平纹编织复合材料的几何特征分析,根据图 1 的研究思路,建立其通用单胞模型如图 3 所示,共包含 $16\times 16\times 12=3\,072$ 个长方体子胞。详细的建模过程见作者前期研究^[30]。

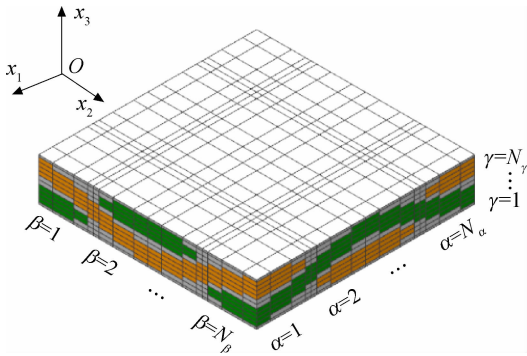


图 3 二维平纹编织复合材料的通用单胞模型

Fig. 3 Two-dimensional plain weave composites GMC model

2.2 损伤萌生与演化准则

基体为各向同性但对静水压力敏感的脆性材料,损伤萌生采用 Stassi 准则^[31],如式(10)所示,当 $f_m>1$ 时损伤萌生。其中 X_m^t 和 X_m^c 分别表示基体的拉伸强度和压缩强度, p 和 σ_{von} 分别表示静水压力和 von Mises 等效应力。Stassi 准则可以用于材料拉压不同材料的强度评估,而当 $X_m^t=X_m^c$ 时又可自动退化为拉压相同的 von Mises 准则。

$$f_m=-3p\left(\frac{1}{X_m^t}-\frac{1}{X_m^c}\right)+\sigma_{von}^2\frac{1}{X_m^tX_m^c}\quad(10)$$

纤维束为横观各向同性,损伤萌生采用改进的 Hashin 准则^[32],如式(11)~式(12)所示,其中刚度矩阵参量中的 E 、 μ 、 G 分别表示弹性模量、泊松比和切变模量,下标 1、2、3 分别表示纤维束纵向 1 方向和横向 2 方向与 3 方向。损伤萌生参量中的 X 、 Y 、 S 分别表示纵向、横向和剪切的强度值,上标 t 与 c 分别代表拉伸与压缩模式。损伤扩展参量中的下标以 1t 为例,代表 1 方向的拉伸模式。当 $f_i>1$ ($i=1t,1c,2t,2c,3t,3c$) 时损伤萌生。其中, σ_{ij} 为材料主方向坐标系下的应力分量; β_1 是轴向剪切(12-与 13-方向)对轴向拉伸(1-方向)的影响因子; β_2 是轴向剪切(12-与 13-方向)对横向拉伸/压缩(2-与 3-方向)的影响因子; β_3 是横向剪切(23-方向)对横向拉伸/压缩(2-与 3-方向)的影响因子。影响因子 β_1 、 β_2 与 β_3 体现了不同损伤模式之间的耦合作用。

四种失效模式的判定准则如下:

1) 轴向拉伸与剪切混合模式($\sigma_{11}\geq 0$)

$$f_{1t}=\frac{\beta_1}{S_{12}^2}(\sigma_{12}^2+\sigma_{13}^2)+\left(\frac{\sigma_{11}}{X^t}\right)^2\quad(11)$$

2) 轴向压缩模式($\sigma_{11}<0$)

$$f_{1c} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X^c}\right)^2 \tag{12}$$

3) 横向拉伸与剪切混合模式($\sigma_{22} + \sigma_{33} \geq 0$)

$$f_{2(3)t} = \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y^t}\right)^2 + \frac{\beta_2}{S_{12}^2}(\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2) + \frac{\beta_3}{S_{23}^2}(\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) \tag{13}$$

4) 横向压缩与剪切混合模式($\sigma_{22} + \sigma_{33} < 0$)

$$f_{2(3)c} = \left(\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{2S_{23}}\right)^2 + \left[\left(\frac{Y^c}{2S_{23}}\right)^2 - 1\right]\frac{\sigma_{22} + \sigma_{33}}{Y^c} + \frac{\beta_2}{S_{12}^2}(\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2) + \frac{\beta_3}{S_{23}^2}(\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}) \tag{14}$$

基体和纤维束的损伤退化均采用基于 Murakami-Ohno 理论^[33]的连续介质损伤力学模型。基体子胞的本构模型参数基于文献^[34]的性能数据换算得到,纤维束子胞的本构模型参数获取方

法见文献^[35]。

2.3 细观损伤模拟

采用图 3 的通用单胞模型,开展二维平纹编织 SiC/SiC 陶瓷基复合材料的面内拉伸(1 方向)和面内剪切(12 方向)多尺度渐进损伤模拟。

随着面内拉伸载荷,即宏观拉伸应变 ϵ_{11} 的增大,细观场量演变情况如图 4 所示。基体为各向同性,其损伤为状态依赖标量(state dependent variable, 量符号记为 η_{sd}),后文直接采用 SDV 表示;纤维束为横观各向同性,损伤区分为纵向损伤 SDV1(η_{sd1})和横向损伤 SDV2(η_{sd2})。当宏观应变量达到 0.00072 时,基体首先萌生损伤,如图4(a)所示;随着拉伸载荷增大,基体损伤区域逐渐增大(沿着垂直于载荷的方向扩展),当宏观应变量达到 0.00098 时,与载荷方向垂直的横向纤维束出

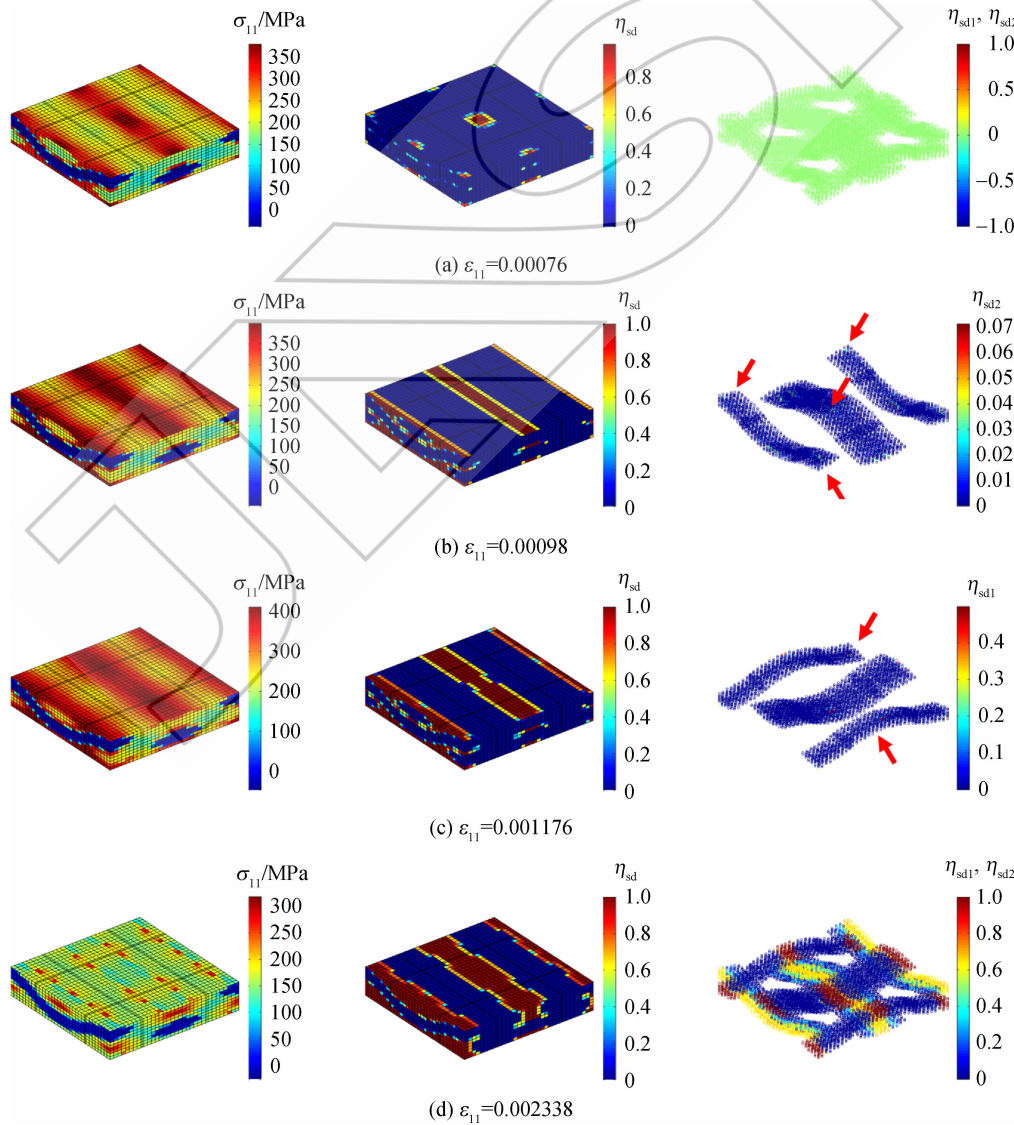


图 4 面内拉伸载荷下细观场量演变情况

Fig. 4 Evolution of mesoscopic field under in-plane tensile load

现横向损伤(SDV2),并且损伤萌生位置正是在图4(a)的基体裂纹萌生位置处,如图4(b)所示。该过程可以看作是:在单向拉伸载荷下基体应力集中区域首先萌生裂纹,随着应力增加到一定水平,基体微裂纹开始沿着垂直于载荷的方向扩展,并传播到横向纤维束中,引起横向纤维束开裂。随着宏观应变变量达到 0.001176,纵向纤维束也出现纵向损伤(SDV1),如图4(c)所示。当宏观应变变量达到 0.002338 时,损伤几乎已经传播遍布于基体与纤维束各处,图4(d)所示的纤维束损伤是横向纤维束的 SDV2 和纵向纤维束的 SDV1。基体和纤维损伤后,各自刚度也发生退化,因此随着宏观应变量的增加,应力反而有所下降,如图4(d)

所示。模拟的损伤过程与文献[36]描述的损伤机理相符。

随着面内剪切载荷,即宏观剪切应变 ϵ_{12} 的增大,细观场量演变情况如图5所示。当宏观应变变量达到 0.00076 时,基体首先萌生损伤,如图5(a)所示;随着拉伸载荷增大,基体损伤区域逐渐增大,当宏观应变变量达到 0.00142 时,纤维束也开始萌生损伤,并且损伤萌生位置正是在图5(a)的基体裂纹萌生位置处,如图5(b)所示。当宏观应变变量达到 0.00452 时,损伤几乎已经传播遍布于基体与纤维束各处。基体和纤维损伤后,各自刚度也发生退化,因此随着宏观应变量的增加,应力反而有所下降,如图5(c)所示。

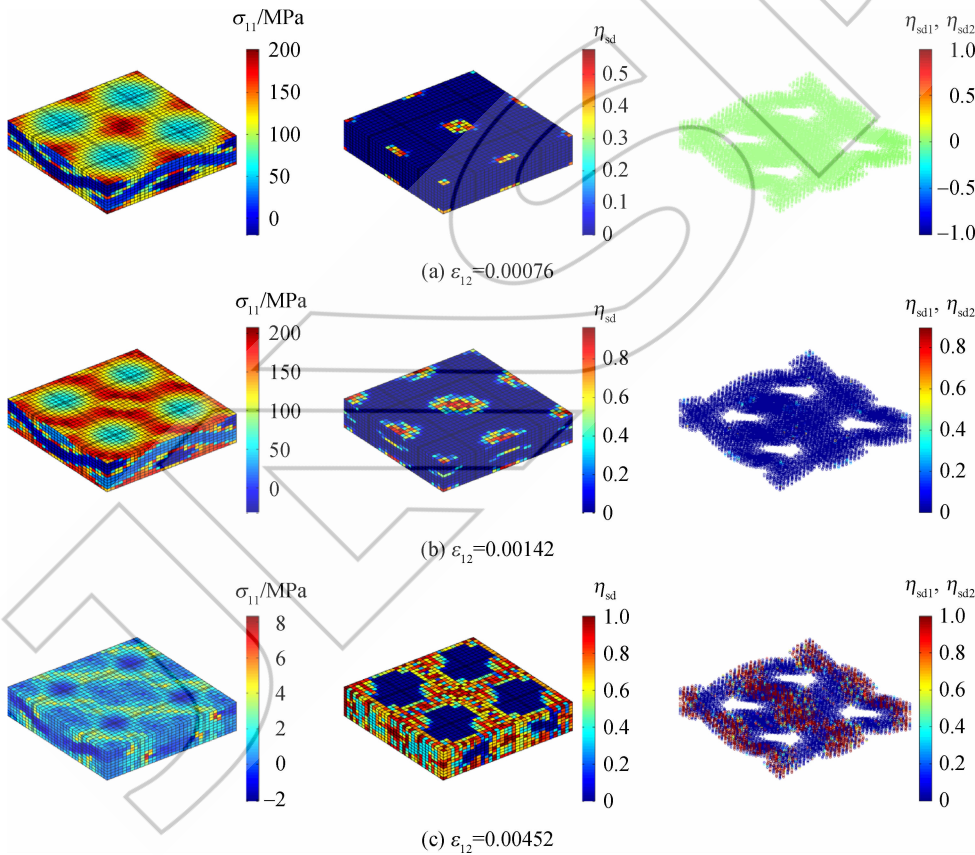


图 5 面内剪切载荷下细观场量演变情况

Fig. 5 Evolution of mesoscopic field under in-plane shear load

3 多尺度损伤模拟算例

3.1 模拟方法

发展编织复合材料结构的多尺度损伤模拟分析方法,并采用文献[37]中的测试数据进行模型验证,测试对象为二维平纹编织陶瓷基复合材料。基于通用单胞方法开展编织复合材料结构的多尺

度损伤模拟。如图6所示,首先将本文三维通用单胞模型编译为独立计算程序,并基于商业有限元软件进行二次开发,实现有限元平台与通用单胞计算程序之间的数据交换。然后建立编织复合材料结构的有限元模型,在模型单元积分点调用通用单胞计算程序,进行材料力学响应模拟和损伤评估。

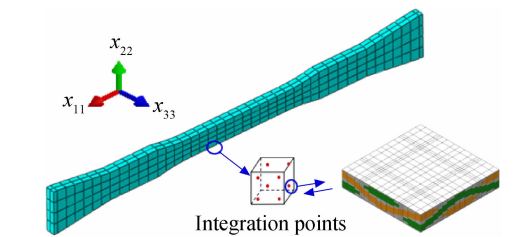


图 6 多尺度模拟示意图

Fig. 6 Sketch of multiscale simulation

3.2 模拟结果

基于本文多尺度损伤模拟结果,对试验段采用应力应变的体积平均,得到该二维平纹编织 SiC/SiC 陶瓷基复合材料的宏观拉伸应力应变曲线与试验数据^[37]对比如图 7 所示,所预测强度值的相对误差为 3.65%。

图 7 中 A、B、C 点分别为基体、横向纤维束、纵向纤维束的损伤萌生点,D 点为纵向纤维断裂萌生点,E 点试验件失效点。在 A 点之前,试验件完好无损伤,应力应变曲线为线性关系。当载荷水平超过 A 点,基体损伤萌生,试验件性能轻度退化,切线刚度略有下降,应力应变曲线出现拐点。当载荷水平超过 B 点,横向纤维束损伤萌生,随着载荷水平的增加,切线刚度下降持续下降。

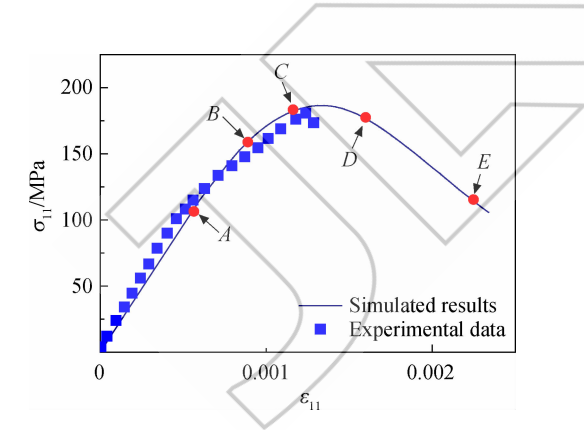


图 7 模拟结果与试验数据对比

Fig. 7 Comparison of simulated results with experimental data

图 8 为试验件内纵向纤维束的损伤因子随载荷水平增高的情况。为当载荷水平继续增加至 C 点,纵向纤维束损伤萌生,如图 8(a)所示,导致切线刚度迅速下降,并有正向负转变。当载荷水平超过 D 点,纵向纤维发生断裂,导致试验件性能迅速恶化。随着载荷水平继续增加,损伤面积变大,导致应力水平持续下降,如图 8(c)所示,至 E 点由于试验段发生大面积损伤,试验件失效。通

过多尺度损伤模拟,揭示了试验过程发生非线性拐点和断裂失效的原因,模拟的损伤过程与文献[36]描述的损伤机理相符。考虑到陶瓷基复合材料本身具有较大的分散性,可认为多尺度渐进损伤模拟预测的应力应变曲线与试验结果基本吻合。

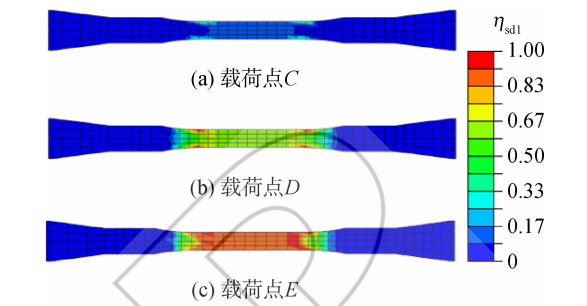


图 8 纵向纤维束损伤因子云图

Fig. 8 Damage value contours of longitude fiber tow

4 结 论

- 1) 本文基于通用单胞模型基本理论,设计了损伤增量步迭代流程,可用于开展编织复合材料的细观损伤模拟仿真。
- 2) 将本文损伤模拟方法用于二维平纹编织复合材料的细观损伤模拟,模拟的损伤过程与文献描述的损伤机理相符。
- 3) 采用本文方法模拟了编织复合材料平板试验件的拉伸损伤过程,预测的应力应变曲线与试验结果基本吻合,所预测强度值的相对误差小于 5%。

参考文献:

[1] FRANK K. K O. 3-D textile reinforcements in composite materials[M]. Cambridge, England: Woodhead Publishing Limited,1999.

[2] CHABOCHE J L, MAIRE J F. A new micromechanics based CDM model and its application to CMC's[J]. Aerospace Science and Technology,2002,6(2):131-145.

[3] LI J, JIAO G, WANG B, et al. Damage characteristics and constitutive modeling of the 2D C/SiC composite: Part I experiment and analysis[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2014, 27(6): 1586-1597.

[4] LI J, JIAO G, WANG B, et al. Damage characteristics and constitutive modeling of the 2D C/SiC composite: Part II material model and numerical implementation[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2015, 28(1): 314-326.

[5] OGASAWARA T, ISHIKAWA T, YOKOZEKI T, et al. Effect of on-axis tensile loading on shear properties of an orthogonal 3D woven SiC/SiC composite[J]. Composites

- Science and Technology, 2005, 65(15/16): 2541-2549.
- [6] WANG Y Q, ZHANG L T, CHENG L F. Comparison of in-plane shear behaviors of 2-D plain woven C/SiC composites[J]. *Cermics*, 2010, 54(1): 26-30.
- [7] 王翔, 王波, 矫桂琼, 等. 平纹编织 C/SiC 材料复杂应力状态的力学行为试验研究[J]. *机械强度*, 2010, 32(1): 35-39.
WANG Xiang, WANG Bo, JIAO Guiqiong, et al. Experimental investigation on plain woven C/SiC composites under complex stress states [J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2010, 32(1): 35-39. (in Chinese)
- [8] BUDIANSKY B, HUTCHINSON J W, EVANS A G. Matrix fracture in fiber-reinforced ceramics[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1985, 34(2): 167-189.
- [9] MARSHALL D B, COX B N, EVANS A G. The mechanics of matrix cracking in brittle-matrix fiber composites [J]. *Acta Metallurgica*, 1985, 33(11): 2013-2021.
- [10] 李龙彪. 长纤维增强陶瓷基复合材料疲劳损伤模型与寿命预测[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2010.
LI Longbiao. Fatigue damage models and life prediction of long-fiber-reinforced ceramic matrix composites[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2010. (in Chinese)
- [11] 孔春元, 孙志刚, 高希光, 等. 2.5 维 C/SiC 复合材料单胞模型及刚度预测[J]. *航空动力学报*, 2011, 26(11): 2459-2467.
KONG Chunyuan, SUN Zhigang, GAO Xiguang, et al. Unit cell of 2.5 dimension C/SiC and its stiffness prediction [J]. *Journal of Aerospace Power*, 2011, 26(11): 2459-2467. (in Chinese)
- [12] MITAL S K, MURTHY P L N, CHAMIS C C. Micromechanics for ceramic matrix composites via fiber substructuring[J]. *Journal of Composite Materials*, 1995, 29(5): 614-633.
- [13] CHAMIS C C. Mechanics of composite materials-Past, present and future[J]. *Journal of Composites Technology and Research*, 1989, 11(1): 3-14.
- [14] 张超, 许希武, 许晓静. 三维多向编织复合材料宏观观力学性能有限元分析研究进展[J]. *复合材料学报*, 2015, 32(5): 1241-1251.
ZHANG Chao, XU Xiwu, XU Xiaojing. Research progress in finite element analysis on macro-meso mechanical properties of 3D multi-directional braided composites[J]. *Acta Materialiae Compositae Sinica*, 2015, 32(5): 1241-1251. (in Chinese)
- [15] 胡殿印, 曾雨琪, 张龙, 等. 二维编织 SiC/SiC 陶瓷基复合材料宏观弹性常数预测及模态试验研究[J]. *推进技术*, 2018, 39(2): 465-472.
HU Dianyin, ZENG Yuqi, ZHANG Long, et al. Effective elastic constants prediction and modal test of 2D braided sic/sic ceramic matrix composites[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2018, 39(2): 465-472. (in Chinese)
- [16] ABOUDI J. The generalized method of cells and high-fidelity generalized method of cells micromechanical models: a review[J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2004, 11(4/5): 329-366.
- [17] MACEDO R Q D, FERREIRA R T L, GUEDES J M, et al. Intraply failure criterion for unidirectional fiber reinforced composites by means of asymptotic homogenization [J]. *Composite Structures*, 2016, 159: 335-349.
- [18] ABOUDI J. Micromechanical analysis of composites by the method of cells[J]. *Applied Mechanics Reviews*, 1989, 42(7): 193-221.
- [19] BEDNARCYK B A, ARNOLD S M. Modeling woven polymer matrix composites with MAC/GMC[R]. NASA/CR-2000-210370, 2000.
- [20] BEDNARCYK B A, ARNOLD S M. Aboudi's micromechanics theories applied to multiscale analysis of composites[M]. New York: Springer, 2009.
- [21] NEMETH N N, BEDNARCYK B A, PINEDA E J, et al. Stochastic-strength-based damage simulation tool for ceramic matrix and polymer matrix composite structures [R]. NASA/TM-2016-219113, 2016.
- [22] ARNOLD S M, BEDNARCYK B A, HUSSAIN A, et al. Micromechanics-based structural analysis (FEAMAC) and multiscale visualization within abaqus/CAE environment [R]. NASA/TM-2010-216336, 2010.
- [23] 孙志刚. 复合材料高精度宏-细观统一本构模型及其应用研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2005.
SUN Zhigang. Research on a high-fidelity unified macro-and micro-mechanics constitutive model and its applications for composites[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2005. (in Chinese)
- [24] 高希光. 陶瓷基复合材料损伤耦合的宏细观统一本构模型研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2007.
GAO Xiguang. The damage coupled macro-mnd micro-constitutive models for ceramic matrix composites[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2007. (in Chinese)
- [25] 孙晓强, 魏高峰, 刘国永. 三维编织复合材料几何建模及弹性常数预测[J]. *山东轻工业学院学报(自然科学版)*, 2011, 25(1): 41-44, 58.
SUN Xiaoqiang, WEI Gaofeng, LIU Guoyong. Geometric model for threedimensional braided composites and its elastic constantforecast[J]. *Journal of Shandong Institute of Light Industry (Natural Science Edition)*, 2011, 25(1): 41-44, 58. (in Chinese)
- [26] CHEN L, TAO X M, CHOY C L. On the microstructure of three-dimensional braided performs [J]. *Composites Science and Technology*, 1999, 59(3): 391-404.
- [27] ZHENG X T, YE T Q. Microstructure analysis of 4-step three-dimensional braided composite [J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2003, 16(3): 142-150.
- [28] LI D S, LI J L, CHEN L, et al. Finite element analysis of mechanical properties of 3D four-directional rectangular braided composites: Part 1 microgeometry and 3D finite element model [J]. *Applied Composite Materials*, 2010, 17

(4);373-387.

[29] SHEN X L, GONG L D. Numerical modeling of braided composites using energy method[C]//Proceedings of the ASME 2014 International Mechanical Engineering Congress and Exposition, Montreal, Canada; American Society of Mechanical Engineers, 2014:1-6.

[30] 胡殿印,杨尧,郭小军,等. 一种平纹编织复合材料的三维通用单胞模型[J]. 航空动力学报, 2019, 34(3): 608-615.
HU Dianyin, YANG Yao, Guo Xiaojun, et al. A 3D general method of cells model for plain weave composites[J]. Journal of Aerospace Power, 2019, 34(3): 608-615. (in Chinese)

[31] MURAKAMI S. Continuum damage mechanics; a continuum mechanics approach to the analysis of damage and fracture[M]. New York; Springer, 2012.

[32] STASSI-D'ALIA F. Flow and fracture of materials according to a new limiting condition of yielding[J]. Meccanica, 1967, 2(3): 178-195.

[33] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. Journal of Applied Mechanics, 1980, 47(2): 329-334.

[34] 石多奇,景鑫,杨晓光. 三维四向编织 CMCs 拉伸性能及损伤演化数值预测[J]. 复合材料学报, 2014, 31(6): 1543-1550.
SHI Duoqi, JING Xin, YANG Xiaoguang. Numerical prediction of tensile properties and damage evolution of three dimensional-four directional braided CMCs[J]. Acta Materialiae Compositae Sinica, 2014, 31(6): 1543-1550. (in Chinese)

[35] 张龙. 陶瓷基复合材料疲劳损伤多尺度模型与寿命预测[D]. 北京:北京航空航天大学, 2018.
ZHANG Long. Ceramic matrix composites fatigue damage multiscale model and life prediction[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2018. (in Chinese)

[36] MORSCHER G N. Modal acoustic emission of damage accumulation in a woven SiC/SiC composite[J]. Composites Science and Technology, 1999, 59(5): 687-697.

[37] SHEN X, GONG L. RVE model with porosity for 2D woven CVI SiCf/SiC composites[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2016, 25(12): 5138-5144.

(编辑:张 雪)