

纤维增强复合材料力学性能预测及试验验证

沙云东, 丁光耀, 田建光, 骆 丽, 栾孝驰

(沈阳航空航天大学 航空航天工程学部(院))

辽宁省航空推进系统先进测试技术重点实验室, 沈阳 110136)

摘 要: 针对纤维均匀排布的单向纤维增强复合材料结构力学性能预测问题, 基于复合材料细观力学有限元方法, 研究建立了代表体积元(RVE)模型, 并施加周期性边界条件, 实现了纤维增强复合材料基本力学性能的预测。通过将应用上述 RVE 模型所获取的 B/AI 纤维增强复合材料力学性能预测结果与解析解和试验数据进行对比表明, 施加周期性边界条件的 RVE 模型的力学性能预测结果与解析解和试验数据吻合良好, 验证了所建立计算模型的有效性。基于单向连续纤维增强 SiC/TC4 复合材料板材的力学性能测试试验, 获取了不同铺层方案结构的纵向/横向弹性模量和泊松比, 得到的纵向/横向弹性模量计算值与各自试验值均值的误差均小于 5%, 表明弹性力学性能参数基本一致, 计算模型具有合理性。

关 键 词: 力学性能预测; 连续纤维增强复合材料; 周期性边界条件; 有效弹性模量; 力学性能试验验证

中图分类号: V257; TB331

文献标志码: A

Prediction and test verification of mechanical properties of fiber reinforced composites

SHA Yundong, DING Guangyao, TIAN Jianguang,
LUO Li, LUAN Xiaochi

(Key Laboratory of Advanced Measurement and Test Technique for Aviation Propulsion System, Liaoning Province, Faculty of Aerospace Engineering, Shenyang Aerospace University, Shenyang 110136, China)

Abstract: For the problem of predicting mechanical properties of unidirectional fiber reinforced composite with uniform arranged fiber, based on the composite micro-mechanical finite element method, the representative volume element (RVE) model with periodic boundary conditions was researched and established, the basic mechanical properties were realized. By comparing simulation results of B/AI fiber reinforced composites which obtained by applying the RVE model with test results and analytical solutions, it showed that prediction of the mesoscopic mechanical model with periodic boundary conditions kept a preferable consistency with test results and analytical solutions, and the efficiency of the RVE model was proved. Based on the mechanical properties test of unidirectional fiber reinforced SiC/TC4

收稿日期: 2017-06-20

基金项目: 中航产学研创新基金(cxy2013SH17)

作者简介: 沙云东(1966—), 男, 教授, 博士, 主要从事航空发动机结构强度、振动及噪声方面的研究。

通讯作者: 栾孝驰(1987—), 男, 工程师, 硕士, 主要从事航空发动机结构强度、振动及噪声方面的研究。

E-mail: luanxiaochi27@163.com

引用格式: 沙云东, 丁光耀, 田建光, 等. 纤维增强复合材料力学性能预测及试验验证[J]. 航空动力学报, 2018, 33(10): 2324-2332.
SHA Yundong, DING Guangyao, TIAN Jianguang, et al. Prediction and test verification of mechanical properties of fiber reinforced composites[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(10): 2324-2332.

composite sheets, the longitudinal/transverse elastic modulus and Poisson's ratio of different layout structures were obtained, and the error between the calculated longitudinal/transverse elastic modulus and the mean value of the respective test values was less than 5%, the comparison of structural mechanics properties predicted results showed that the parameters of elastic mechanics agree well and the calculation model was reasonable.

Key words: prediction of mechanical properties; continuous fiber reinforced composite; periodic boundary conditions; effective elastic modulus; test verification of mechanical properties

纤维增强复合材料具有高比强度、高比刚度等优良性能,被广泛应用到航空航天装备制造等领域^[1]。对纤维增强复合材料力学性能的准确预测是其应用于结构设计的必要前提。通常预测纤维增强复合材料力学性能主要采用理论分析、数值计算和试验测试相结合的方法。理论分析主要是基于复合材料力学理论,采用 Eshelby 等效夹杂法^[2]、自洽法^[3]、广义自洽法和 Mori-Tanaka 法^[4]等方法预测力学性能,但因复合材料结构、制备工艺等差异性,其预测精度有限,一般仅限于典型复合材料基本力学性能计算^[5-6]。数值计算主要是基于复合材料结构有限元法、细观力学模型和宏观力学模型相结合,实现力学性能预测。试验测试是依据复合材料力学性能测试准则,通过专门设计的试验设备(夹具)测取材料的力学性能。在复合材料力学性能数值计算中,通过细观力学分析可以计算细观结构的应力/应变场,进而建立结构刚度矩阵,实现宏观力学性能预测,因此,建立有效的细观力学方法及其计算模型具有重要意义。

针对纤维增强复合材料力学性能预测问题,建立有效的细观力学有限元模型是关键。常用的细观力学模型主要包括 CCA(composite cylinder assemblage)上下限模型、桥联模型、代表体积元(representative volume element, RVE)模型等,其中 RVE 模型因对连续纤维增强复合材料结构力学性能预测精度较高被广泛关注^[7]。但是,在应用 RVE 模型计算中,因边界条件施加不够完备合理,会对力学性能计算结果产生较大的影响。Sun 等^[7]指出,对单向纤维增强复合材料的 RVE 模型,施加均匀应变边界条件会导致过约束。Hori 等^[8]指出,对 RVE 模型施加这种均匀应变边界条件难以保证其应力场连续,将得到复合材料弹性性能的上限;对 RVE 模型施加均匀应力边界条件难以保证其位移场连续,将得到复合材料弹性性能的下限。周期性边界条件(periodic

boundary conditions, PBC)综合考虑了 RVE 模型受力的连续性和变形的协调性,Hollister 等^[9]指出,对 RVE 模型施加周期边界条件(periodic boundary conditions, PBC)会得到更加准确的计算结果。Xia 等^[10]将周期性边界条件应用于交叉排列的层合板力学性能预测,表明预测结果良好。张超等^[11]、Tang 和 Whitcomb^[12]将周期性边界条件应用于编织复合材料结构力学性能预测;李庆等^[13]将周期性边界条件应用于颗粒增强复合材料力学性能预测,均表明可以达到一定预测精度。然而,针对连续纤维增强复合材料结构的 RVE 模型施加周期性边界条件进行力学性能预测的方法及其有效性和精度的验证尚未充分开展。

本文针对连续纤维增强复合材料力学性能预测,构建 RVE 模型,研究建立周期性边界条件,编程实现对基本力学性能的计算与分析,着重讨论了周期性边界条件施加方法。在此基础上,开展了连续纤维增强复合材料板状构件基本力学性能试验,并将预测结果与试验结果进行对比分析,验证了预测方法的有效性和精度。

1 复合材料细观力学基础

在连续纤维增强复合材料中,从横截面看真实纤维的分布是随机的,但具有统计均匀性。工程中为简化分析,大多数细观力学模型假设纤维是周期性排列,这样就可以隔离出单胞与 RVE。RVE 可以由几个单胞或单胞的一部分构成。本文选取具有纤维均匀排布的单向纤维增强复合材料作为研究对象,这种材料的 RVE 有相同的弹性常数和纤维体积分数。RVE 模型取决于纤维的排列方式,真实的纤维排列方式通常介于四边形排列与六角形排列之间,如图 1 所示。本文通过研究四边形排列与六角形排列的 RVE 模型实现真实复合材料的有效弹性力学性能预测。

在细观层面,纤维增强复合材料具有分区均匀的弹性性能,而在宏观层面,复合材料可采用某

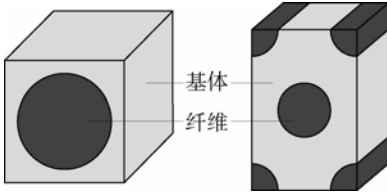


图 1 复合材料四边形排列与六角形排列的 RVE 模型

Fig. 1 Composite RVE model of square array and hexagonal array

一等效均匀介质替代,该等效介质的弹性模量就称为复合材料的有效弹性模量^[14]。当纤维均匀排布的单向纤维增强复合材料承受正向或剪切载荷时,其结构具有周期性的应力、应变场,因此可以通过对一个 RVE 的应力、应变计算分析得出复合材料的有效弹性模量^[15]。

复合材料的有效弹性模量可由复合材料周期性 RVE 模型的平均应力与平均应变得到。

$$\bar{\sigma} = C^* \bar{\varepsilon} \quad (1)$$

其中 $\bar{\sigma}$ 为平均应力矩阵, $\bar{\varepsilon}$ 为平均应变矩阵, C^* 为刚度矩阵。基于 RVE 模型的有限元计算可分别得到平均应力矩阵和平均应变矩阵的分量,通过式(1)可得到复合材料刚度矩阵。

2 周期性边界条件

用细观力学模型预测复合材料的宏观力学性能时,边界条件的恰当与否直接关系着计算结果的准确性。对 RVE 模型施加边界条件要保证变形协调性:既要保证相邻的 RVE 位移场的连续性,又要保证应力在相邻 RVE 之间连续传递。而通常在复合材料细观力学分析中,施加的均匀应力边界条件仅能保证相邻 RVE 间应力场的连续性,均匀应变边界条件仅能保证变形的连续性。考虑结构内部纤维的均匀排布特征将影响结构在给定载荷下的变形和应力,这就意味着细观力学模型边界要能体现这种所谓的“周期性”,因此对 RVE 模型施加周期性边界条件更接近基本力学特征。研究表明,只有对 RVE 模型施加周期性边界条件,才能同时满足位移场与应力场连续性的要求。因此,周期性边界条件应包括位移连续条件和应力连续条件^[16]。

2.1 位移连续条件

位移连续条件保证了复合材料变形的连续性,要求相邻的 RVE 变形时既无重叠也无空隙,对于单个 RVE 来说,则需要其对应边界保持相同的变形。单个 RVE 的边界由其简化几何模型

示出,如图 2 所示。

如图 2 所示,RVE 的简化几何模型是边长为 L 的立方体。设立方体角节点 V_1 为坐标原点,并取 V_1V_2 所在直线为 X 轴, V_1V_4 所在直线为 Y 轴, V_1V_5 所在直线为 Z 轴。分别用 $E_1 \sim E_{12}$ 表示 RVE 的各条棱边。分别用 F_{XN} 、 F_{XP} 、 F_{YN} 、 F_{YP} 、 F_{ZN} 、 F_{ZP} 表示 RVE 中 $X=0$ 、 $X=L$ 、 $Y=0$ 、 $Y=L$ 、 $Z=0$ 、 $Z=L$ 时的各个边界面。

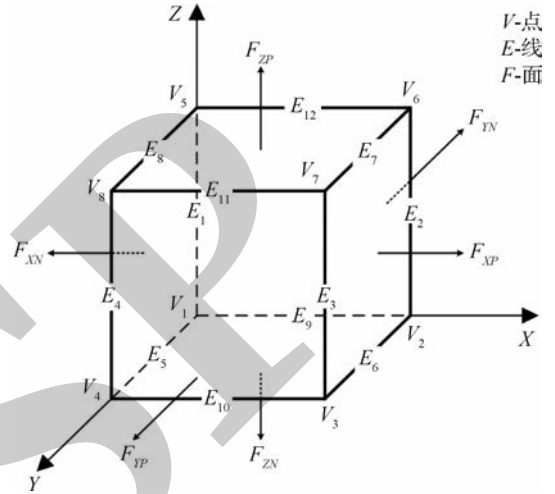


图 2 纤维增强复合材料 RVE 简化表述

Fig. 2 Simplified expression of RVE in fiber reinforced composite

设 X_{S_1} 为 RVE 未变形时面 F_{XN} 上任意一点 S_1 的位置矢量, X_{S_2} 为 F_{XP} 面上的对应点 S_2 的位置矢量; X_{V_1} 为 RVE 未变形时顶点 V_1 的初始位置矢量, X_{V_2} 为 RVE 未变形时顶点 V_2 的初始位置矢量; 设 W_{S_1} 为 RVE 未变形时面 F_{XN} 上点 S_1 的形状矢量, W_{S_2} 为面 F_{XP} 上对应点 S_2 的形状矢量。其中 W_{S_1} 、 W_{S_2} 的表达式如下:

$$W_{S_1} = X_{S_1} - X_{V_1} \quad (2)$$

$$W_{S_2} = X_{S_2} - X_{V_2} \quad (3)$$

设 Y_{S_1} 为 RVE 变形后的面 F_{XN} 上任意一点 S_1 的位置矢量, Y_{S_2} 为面 F_{XP} 上的对应点 S_2 的位置矢量; Y_{V_1} 为 RVE 变形后的顶点 V_1 的初始位置矢量, Y_{V_2} 为 RVE 变形后的顶点 V_2 的初始位置矢量; 设 M_{S_1} 为 RVE 变形后的面 F_{XN} 上点 S_1 的形状矢量, M_{S_2} 为面 F_{XP} 上对应点 S_2 的形状矢量。其中 M_{S_1} 、 M_{S_2} 的表达式如下:

$$M_{S_1} = Y_{S_1} - Y_{V_1} \quad (4)$$

$$M_{S_2} = Y_{S_2} - Y_{V_2} \quad (5)$$

由 RVE 位移连续条件,对应边界的形状始终保持相同,即

$$\mathbf{W}_{S_1} = \mathbf{W}_{S_2} \quad (6)$$

$$\mathbf{M}_{S_1} = \mathbf{M}_{S_2} \quad (7)$$

设 $\mathbf{U}_{S_1}$ 为 RVE 变形后面 F_{XN} 上点 S_1 的位移矢量, $\mathbf{U}_{S_2}$ 为面 F_{XP} 上对应点 S_2 的位移矢量; $\mathbf{U}_{V_1}$ 为 RVE 变形后顶点 V_1 的位移矢量, $\mathbf{U}_{V_2}$ 为 RVE 变形后顶点 V_2 的位移矢量, 则

$$\mathbf{Y}_{S_1} = \mathbf{X}_{S_1} + \mathbf{U}_{S_1} \quad (8)$$

$$\mathbf{Y}_{S_2} = \mathbf{X}_{S_2} + \mathbf{U}_{S_2} \quad (9)$$

$$\mathbf{Y}_{V_1} = \mathbf{X}_{V_1} + \mathbf{U}_{V_1} \quad (10)$$

$$\mathbf{Y}_{V_2} = \mathbf{X}_{V_2} + \mathbf{U}_{V_2} \quad (11)$$

综合以上各式可得

$$\mathbf{U}_{S_2} = \mathbf{U}_{S_1} + (\mathbf{U}_{V_2} - \mathbf{U}_{V_1}) \quad (12)$$

同理, 对于面 F_{YN} 上的点 S_3 及其在面 F_{YP} 上的对应点 S_4 , 设 $\mathbf{U}_{S_3}$ 为点 S_3 的位移矢量, $\mathbf{U}_{S_4}$ 为点 S_4 的位移矢量; $\mathbf{U}_{V_3}$ 为 RVE 变形后顶点 V_3 的位移矢量, 则

$$\mathbf{U}_{S_4} = \mathbf{U}_{S_3} + (\mathbf{U}_{V_4} - \mathbf{U}_{V_1}) \quad (13)$$

对于面 F_{ZN} 上的点 S_5 及其在面 F_{ZP} 上的对应点 S_6 , 设 $\mathbf{U}_{S_5}$ 为点 S_5 的位移矢量, $\mathbf{U}_{S_6}$ 为点 S_6 的位移矢量; $\mathbf{U}_{V_5}$ 为 RVE 变形后顶点 V_5 的位移矢量, 则

$$\mathbf{U}_{S_6} = \mathbf{U}_{S_5} + (\mathbf{U}_{V_5} - \mathbf{U}_{V_1}) \quad (14)$$

由式(12)、式(13)和式(14)可得, RVE 变形过程中, 面 F_{XP} 、 F_{YP} 、 F_{ZP} 上的点的位移可以分别由其对应面 F_{XN} 、 F_{YN} 、 F_{ZN} 上的对应点的位移来确定。

2.2 应力连续条件

RVE 对应面上的应力大小相等、方向相反, 从而保证应力场在相邻 RVE 之间是连续传递的。RVE 变形过程中, 以 Y 方向为例, 其对应边界面上的应力分量满足如下方程:

$$\sigma_n^{y+} - \sigma_n^{y-} = 0 \quad (15)$$

$$\tau_n^{y+} - \tau_n^{y-} = 0 \quad (16)$$

其中 σ_n 和 τ_n 为 RVE 对应边界面上的法向应力与切应力, y^+ 与 y^- 表示 RVE 在 Y 方向两个对应平行界面。

Suquet^[17] 认为, 复合材料周期性 RVE 在 Y 方向的位移分量可以表达成以下形式:

$$u_y = \bar{\epsilon}_y y + u_y^* \quad (17)$$

其中 $\bar{\epsilon}_y$ 代表一个线性分布的位移场, 是结构周期均匀性的体现; $\bar{\epsilon}_y$ 为周期性 RVE 的全局平均应变在 Y 方向的分量; u_y^* 是单胞全局周期性位移修正量在 Y 方向的分量, 由纤维排列方式及其与基体性能差异性所决定, 因此, 对于纤维均匀排

列的单向纤维增强复合材料周期性结构而言, u_y^* 具有全局周期性的特点。由此, 对于任意一个周期性 RVE, 对应边界上位移差应满足以下条件:

$$u_y^{y+} - u_y^{y-} = \bar{\epsilon}_y \Delta y \quad (18)$$

在给定期性 RVE 中, Δy 是常数, 而 $\bar{\epsilon}_y$ 是全局平均应变在 Y 方向的分量, 在同一种纤维均匀排列的复合材料中是不变的定值, 上式右边为常数, 这在前文已经说明。

假设有两个位移 u_1 、 u_2 能够同时满足式(18), 则周期性 RVE 对应边界位移差 Δu 为

$$\Delta u = u_1 - u_2 \quad (19)$$

根据最小应变能原理, 当 $\Delta u = 0$ 时, 复合材料的应变能最小, 即当对周期性 RVE 施加位移边界条件时仅有一个位移解。

图 3 给出了具有两种 RVE 可以选择的二维周期性结构。

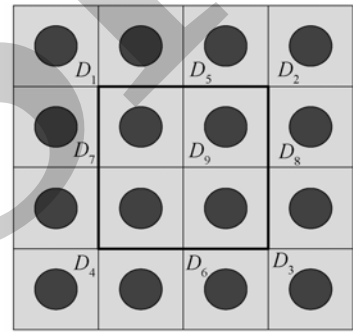


图 3 具有两个 RVE 单元可选的二维周期性结构
Fig. 3 2-D periodic structure with two choices of RVE

此时分别对图 3 中的 $D_1 D_2 D_3 D_4$ 、 $D_1 D_5 D_9 D_7$ 及 $D_5 D_2 D_8 D_9$ 等周期性 RVE 施加位移连续边界条件, 假设此时 RVE 边界不能满足应力连续条件, 则对周期性 RVE($D_1 D_2 D_3 D_4$) 有

$$\sigma_n^{D_2 D_8} \neq \sigma_n^{D_1 D_7} \quad (20)$$

其中 $\sigma_n^{D_2 D_8}$ 为边界 $D_2 D_8$ 的法向应力; $\sigma_n^{D_1 D_7}$ 为边界 $D_1 D_7$ 的法向应力。

对周期性 RVE($D_5 D_2 D_8 D_9$) 有

$$\sigma_n^{D_2 D_8} \neq \sigma_n^{D_5 D_9+} \quad (21)$$

其中 $\sigma_n^{D_5 D_9+}$ 为边界 $D_5 D_9$ 右侧的法向应力。

对周期性 RVE($D_1 D_5 D_9 D_7$) 有

$$\sigma_n^{D_2 D_8} \neq \sigma_n^{D_5 D_9-} \quad (22)$$

其中 $\sigma_n^{D_5 D_9-}$ 为边界 $D_5 D_9$ 左侧的法向应力。

由式(20)、式(21)和式(22)可知

$$\sigma_n^{D_5 D_9+} \neq \sigma_n^{D_5 D_9-} \quad (23)$$

式(23)显然与实际情况不符, 可知假设不成

立,即此时 RVE 满足法向应力连续条件。同理,可以证明切应力连续条件同时成立。由此即可得出结论:对周期性 RVE 施加位移连续边界条件时,其应力连续边界条件自动满足。同时,要注意的是以上推导过程没有涉及到具体的 RVE 模型,所以对四边形排列与六角形排列 RVE 模型都适用。

3 算例及结果分析

在纤维增强复合材料中,设定纤维方向为纵向(Z 轴方向),垂直于纤维的方向为横向,认为纤维和基体在横向是均匀分布的,因此可以把纤维增强复合材料看成是是横观各向同性材料。对于横观各向同性材料,其材料弹性性能由纵向弹性模量 E_a 、横向弹性模量 E_t 、纵向泊松比 μ_a 、横向泊松比 μ_t 、纵向切变模量 G_a 、横向切变模量 G_t 表征。

3.1 材料选取

根据复合材料细观力学和周期性边界条件理论,本节建立纤维均匀排布的单向纤维增强 B/Al 复合材料的四边和六角形 RVE 模型,预测连续纤维增强复合材料的有效弹性模量。其中选取的纤维材料为硼(B),基体材料为铝(Al),纤维体积分数(φ_f)为 0.47^[18],其弹性性能如表 1 所示。

表 1 B 纤维与 Al 基体的材料参数		
Table 1 Material parameters of B and Al		
材料	弹性模量 E/GPa	泊松比 μ
B	379.3	0.1
Al	68.3	0.3

3.2 模型建立与网格划分

按照纤维排布方式的不同,分别建立 B/Al 复合材料四边形排列与六角形排列的 RVE 模型。为了便于施加周期性边界条件,RVE 模型的网格要划分成周期性网格,以保持相对边界上的网格节点一一对应。RVE 模型与网格划分如图 4 所示。

3.3 边界条件及载荷施加

在有限元分析中,根据式(12)、式(13)和式(14)编写对应节点施加多点约束方程边界条件的程序,运行程序即可对 RVE 模型施加周期性边界条件。周期性边界条件程序编制流程如图 5 所示。

根据图 5,首先识别网格节点,对节点进行分类,通过循环匹配对应节点,在对应节点之间施加

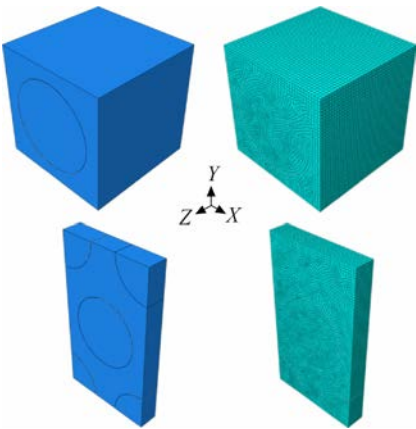


图 4 B/Al 复合材料 RVE 模型($\varphi_f=0.47$)
Fig. 4 RVE model of B/Al composite ($\varphi_f=0.47$)

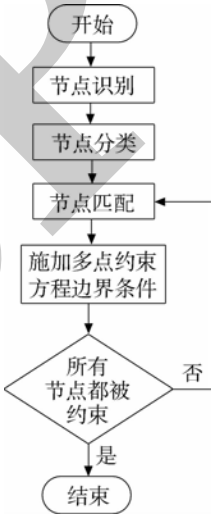


图 5 周期性边界条件程序编制流程图
Fig. 5 Program flow chart of periodic boundary conditions

方程的约束条件,最终完成对模型中所有节点的约束。

根据所求弹性参数,在 RVE 模型上分别施加纵向的正向载荷、横向的正向载荷、纵向的剪切载荷以及横向的剪切载荷进行求解计算,要注意的是,为了消除刚体位移,需要对施加载荷的对应边界进行约束。

3.4 计算结果与分析

纤维体积分数为 47% 时,RVE 模型计算结果如图 6 所示。其中,图 6(a)为纵向拉伸载荷作用下,纤维均匀排布的单向纤维增强 B/Al 复合材料四边形和六角形模型的纵向应力 σ_{zz} 和位移 U_z 云图;图 6(b)为横向拉伸载荷作用下,B/Al 复合材料四边形和六角形模型的横向应力 σ_{xx} 和位移 U_x 云图;图 6(c)为纵向剪切载荷作用下,

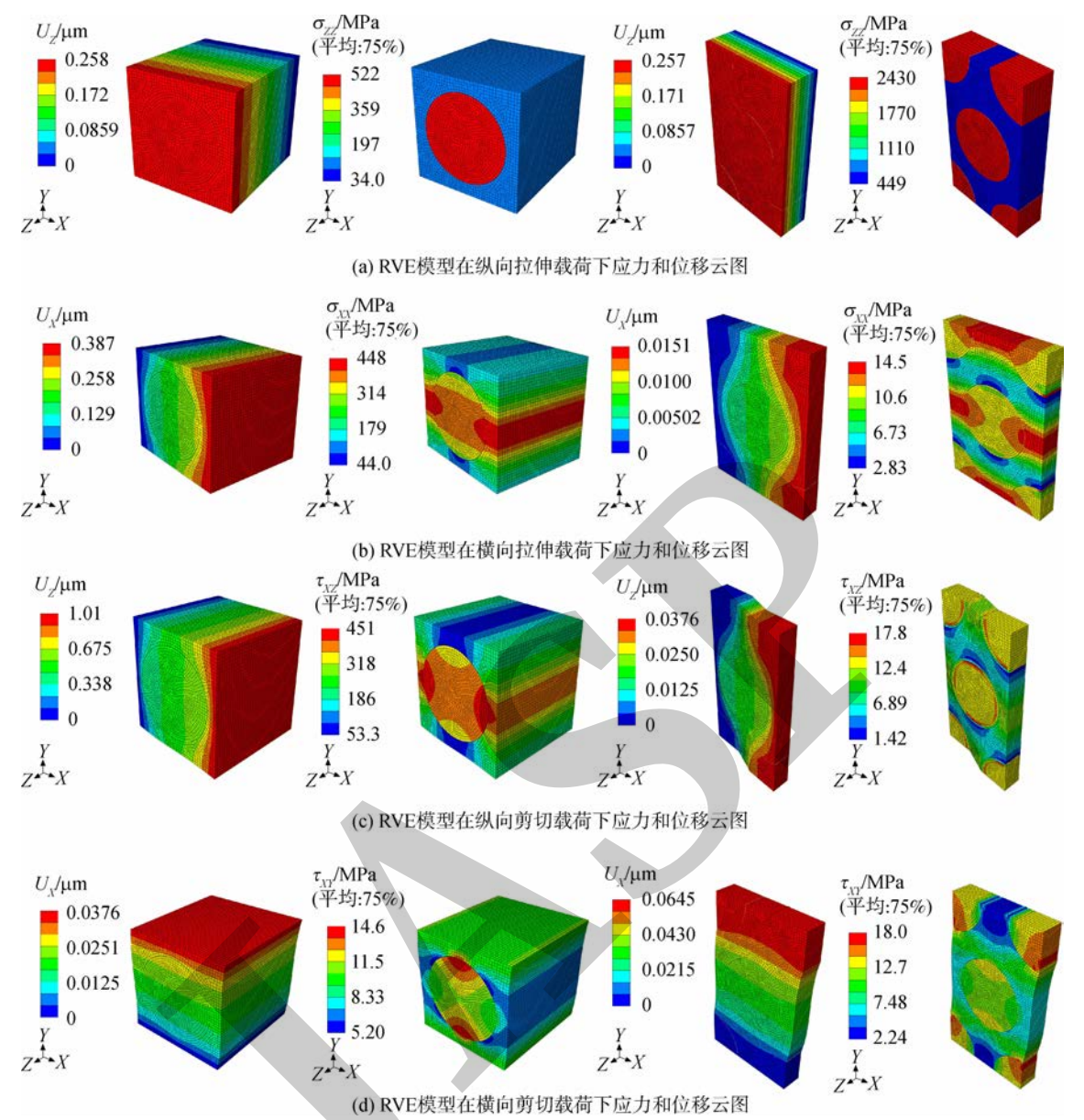


图 6 RVE 模型在拉伸与剪切载荷下的应力和位移云图

Fig. 6 Stress and displacement contours of RVE model under tensile or shear load

B/Al 复合材料四边形和六角形模型的纵向切应力 τ_{xz} 和纵向位移 U_z 云图;图 6(d)为横向剪切载荷作用下,B/Al 复合材料四边形和六角形模型的横向切应力 τ_{xy} 和横向位移 U_x 云图。

由图 6 中的 RVE 模型在拉伸与剪切载荷下的应力和位移云图可以分析得出:四边形与六角形 RVE 模型在正向载荷及剪切载荷作用下的应力场与位移场均具有协调性。在纵向拉伸载荷作用下,纤维起主要承力作用,基体起到支撑纤维的作用;位移场在横向表现出均匀性,这是由单向纤维增强复合材料的横观各项同性决定的。横向拉伸载荷作用下,基体起主要承力作用,位移场沿横向的变化呈现不均匀性,这是 RVE 模型横向弹

性模量的不均匀性造成的。纵向剪切载荷作用下,纤维起主要承力作用。横向剪切载荷作用下,界面承受最大的横向剪切载荷,基体承受的载荷相对较小。

根据建立的前文施加周期性边界条件的 RVE 模型,计算出的纤维体积分数为 0.47 时的 B/Al 复合材料四边形与六角形 RVE 模型的位移和应力,通过式(1)获取 B/Al 复合材料有效弹性性能参数如表 2 所示。

表 2 所示为有限元分析预测的 B/Al 复合材料弹性性能参数与解析解和可获得的试验数据的对比。Hashin 和 Rosen^[19] 根据能量变分原理得到的解析解的上、下限及部分参数的参考值。Sun

表 2 B/Al 复合材料有效弹性性能参数计算结果与试验值

Table 2 Prediction analytical solution and test results of effective elastic properties parameters for B/Al composite

参数	四边形排列 RVE 模型	六角形排列 RVE 模型	文献[5]	文献[20]	文献[19]	试验值 ^[18]
E_a /GPa	215	215	215	214	215	216
E_t /GPa	143.9	132.9	125.9	135	131.4~139.1	140
μ_a	0.195	0.195	0.1972	0.19	0.195	0.29
μ_t	0.255	0.31	0.2689		0.28~0.31	
G_a /GPa	54.34	53.96	52.21	51.1	53.9	52
G_t /GPa	45.8	53.48	52.19		50.0~54.6	

和 Chen^[20] 提出了基于位移连续性与力平衡条件的解析解。通过表 2 中的数据对比表明,RVE 模型的 B/Al 复合材料力学性能预测结果与解析解及试验结果都具有良好一致性,其中,纵向弹性模量均吻合良好;横向弹性模量与试验值相比,四边形 RVE 模型预测结果偏大,六角形 RVE 模型预测结果偏小,试验结果介于两者之间。考虑到实际结构纤维在基体中的分布情况难以完全采用四边形 RVE 模型或六角形 RVE 模型模拟,上述预测结果出现一定偏差也具有某种合理性。

4 复合材料力学性能试验验证

为对本文研究建立的计算模型与分析结果进行试验验证,针对本文所研究的内容开展了单向 SiC/TC4 纤维增强金属基复合材料板材基本力学性能测试试验。其中,SiC 纤维直径为 100 μm ,纤维体积分数为 0.4。SiC 纤维的弹性模量为 400 GPa,泊松比为 0.17;基体的弹性模量为 110 GPa,泊松比为 0.3。试验件为“三明治”结构复合材料板件,中间层为复合材料层,外层为金属,结构参数如表 3 所示。其中 l 为试验件长度, w 为宽度, h 为厚度。

由表 3 复合材料板件参数可知:试验件 #1、

#2 铺角为 0°,试验件 #3、#4 铺角为 90°;试验件 #1、#3 铺层层数为 8 层,试验件 #2、#4 铺层层数为 16 层。试验件照片如图 7 所示。其中,试验件 #1、#2 为纵向性能试验试件,试验件 #3、#4 为横向性能试验试件;试验件 #1、#3 为压缩试验件,试验件 #2、#4 为拉伸试验件。



图 7 SiC/TC4 复合材料薄板试验件

Fig. 7 Test piece of SiC/TC4 composite plate

拉伸试验按照 ASTM D 3039/D 3039 “聚合物基复合材料拉伸性能标准试验方法”进行,拉伸试验件现场安装位置与应变计粘贴位置如图 8 所示,在试样中心位置粘贴四个应变计测取试验件中点纵向及横向应变。

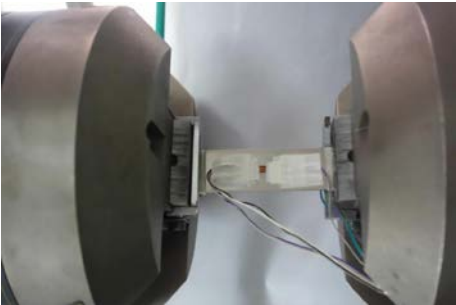


图 8 拉伸试验状态

Fig. 8 Status of tensile test

表 3 SiC/TC4 复合材料薄板件参数

Table 3 Parameters for SiC/TC4 composite plate

试验件	l /mm	w /mm	h /mm	铺角/(°)	铺层数
#1	180	26.7	1.9	0	8
#2	179	28.0	3.0	0	16
#3	170	25.2	2.2	90	8
#4	173	25.4	3.4	90	16

压缩试验按照 ASTM D 6641/D 6641 “复合加载压缩试验夹具测量聚合物基复合材料层压板的压缩性能试验方法”进行,在试样中心位置粘贴两个应变计,测取试验件中点纵向及横向应变。将试验件按规定要求安装到夹具中,如图 9 所示,并将组装好的夹具居中放置于试验机的平台上,对试验件加载,通过数据采集系统,采集试验件加载过程中的应变数据。

拉伸试验与压缩试验的结果,以及利用所建立的四边形 RVE 模型和六角形 RVE 模型得到的力学性能预测结果,如表 4 所示。

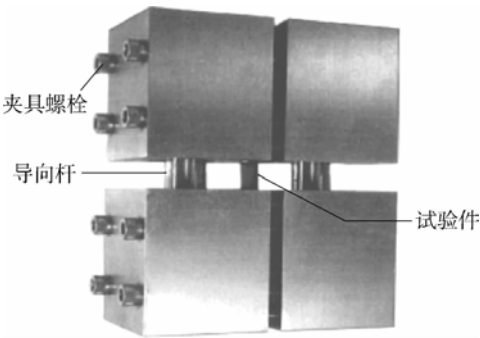


图 9 压缩试验夹具
Fig. 9 Compression test fixture

表 4 力学性能试验测试结果与计算结果
Table 4 Test and calculated results of mechanical properties

参数	试验结果				试验结果	RVE 模型结果计算	
	# 1	# 2	# 3	# 4	平均值	四边形	六边形
E_a/GPa	230.4	230.9			230.65	229.8	230.6
E_t/GPa			158.9	157.2	158.05	163.6	156.2
μ_a	0.265	0.260			0.2625	0.2405	0.2402
μ_t			0.296	0.314	0.305	0.2743	0.3054

通过对比分析 RVE 模型预测结果与试验数据可以发现:试验值波动不大,稳定性良好。据此求出试验结果的平均值,并与计算结果进行比较,可以发现,四边形 RVE 模型的纵向弹性模量预测结果与试验平均值误差为 0.36%;六角形 RVE 模型的纵向弹性模量预测结果与试验平均值误差为 0.02%。四边形 RVE 模型的横向弹性模量预测结果与试验平均值误差为 3.5%;六角形 RVE 模型的横向弹性模量预测结果与试验平均值误差为 1.17%。RVE 模型预测结果与试验数据有良好的一致性,表明本文所建立的纤维增强复合材料力学性能预测模型有良好的合理性。

5 结 论

1) 针对纤维均匀排布的单向纤维增强复合材料结构,基于复合材料细观力学有限元方法,研究建立了 RVE 模型,并施加周期性边界条件,实现了纤维增强复合材料的基本力学性能的预测。分析表明,基于施加周期性边界条件的 RVE 模型计算得到的复合材料结构位移场与应力场连续,满足变形协调性条件。

2) 基于本文研究建立的计算模型获取的 B/Al 复合材料有效弹性模量的计算结果与解析解

和相关试验数据对比表明,施加周期性边界条件的 RVE 模型的力学性能预测结果与解析解和试验数据吻合良好,验证了所建立计算模型的有效性。

3) 基于纤维均匀排布的单向纤维增强 SiC/TC4 复合材料板材的力学性能测试试验,获取了不同铺层方案结构的纵向/横向弹性模量和泊松比,并将试验结果与基于本文研究建立的计算模型获取的相同材料结构力学性能预测结果对比,表明弹性力学性能参数基本一致,计算模型具有合理性。

参考文献:

[1] 梁春华.连续纤维增强的金属基复合材料部件在航空涡扇发动机上的应用[J].航空制造技术,2009,15(10):32-35.
LIANG Chunhua. Application of continuous fiber reinforced metal matrix composite component on turbofan aeroengine[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2009,15(10):32-35. (in Chinese)

[2] ESHELBY J D. The determination of the elastic field of an ellipsoidal inclusion, and related problems[J]. Proceedings of the Royal Society of London, Series A: Mathematical and Physical Sciences, 1957, 241(1226): 376-396.

[3] HILL R. A self-consistent mechanics of composite materials[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids,

- 1965,13(4):213-222.
- [4] MORI T, TANAKA K. Average stress in matrix and average energy of materials with misfitting inclusions[J]. *Acta Metallurgica*, 1973, 21(5): 571-574.
- [5] 雷友锋,魏德明,高德平. 细观力学有限元法预测复合材料宏观有效弹性模量[J]. *燃气涡轮试验与研究*, 2003, 16(3): 11-15, 18.
LEI Youfeng, WEI Deming, GAO Deping. Predicting macroscopic effective elastic moduli of composites by micro-mechanics FEM[J]. *Gas Turbine Experiment and Research*, 2003, 16(3): 11-15, 18. (in Chinese)
- [6] 沙云东,贾秋月,骆丽,等. 连续纤维增强金属基复合材料涡轮轴结构承扭特性分析[J]. *航空动力学报*, 2016, 31(6): 1377-1384.
SHA Yundong, JIA Qiuyue, LUO Li, et al. Analysis of torsional feature for continuous fiber reinforced metal composite turbine shaft[J]. *Journal of Aerospace Power*, 2016, 31(6): 1377-1384. (in Chinese)
- [7] SUN C T, VAIDYA R S. Prediction of composite properties from a representative volume element[J]. *Composites Science and Technology*, 1996, 56(2): 171-179.
- [8] HORI M, NEMAT NASSER S. On two micromechanics theories for determining micro-macro relations in heterogeneous solids[J]. *Mechanics of Materials*, 1999, 31(10): 667-682.
- [9] HOLLISTER S J, KIKUCHI N. A comparison of homogenization and standard mechanics analysis for periodic porous composites [J]. *Computational Mechanics*, 1992, 10(2): 73-95.
- [10] XIA Z, CHEN Y, ELLYIN F. A meso/micro-mechanical model for damage progression in glassfiber/epoxy crossply laminates by finite-element analysis[J]. *Composites Science and Technology*, 2000, 60(8): 1171-1179.
- [11] 张超,许希武,严雪. 纺织复合材料细观力学分析的一般性周期性边界条件及其有限元实现[J]. *航空学报*, 2013, 34(7): 1636-1645.
ZHANG Chao, XU Xiwu, YAN Xue. General periodic conditions and their application to micromechanical finite element analysis of textile composites[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2013, 34(7): 1636-1645. (in Chinese)
- [12] TANG X, WHITCOMB J D. General techniques for exploiting periodicity and symmetries in micromechanics analysis of textile composites[J]. *Journal of Composite Materials*, 2003, 37(13): 1167-1189.
- [13] 李庆,杨晓翔. 基于周期性边界条件的炭黑填充橡胶复合材料力学行为的预测[J]. *复合材料学报*, 2013, 30(6): 159-167.
LI Qing, YANG Xiaoxiang. Prediction on mechanical behavior of carbon black filled rubber composites based on periodic boundary conditions[J]. *Acta Materialiae Compositae Sinica*, 2013, 30(6): 159-167. (in Chinese)
- [14] SMIT R J M, BREKELMANS W A M, MEIJER H E H. Prediction of the mechanical behavior of nonlinear heterogeneous systems by multi-level finite element modeling [J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 1998, 155(1/2): 181-192.
- [15] 李冠达,张少平,裴会平,等. 纤维增强钛金属基复合材料横向拉伸性能数值模拟[J]. *燃气涡轮试验与研究*, 2013, 26(4): 37-43.
LI Guanda, ZHANG Shaoping, PEI Huiping, et al. Numerical simulation of reinforced TMC properties under transverse tensility[J]. *Gas Turbine Experiment and Research*, 2013, 26(4): 37-43. (in Chinese)
- [16] SMIT R J M, BREKELMANS W A M, MEIJER H E H. Prediction of the large-strain mechanical response of heterogeneous polymer systems: local and global deformation behaviour of a representative volume element of voided polycarbonate[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1999, 47(2): 201-221.
- [17] SUQUET P. Elements of homogenization theory for inelastic solid mechanics[C]// *Homogenization Techniques for Composite Media*. Berlin: Springer-Verlag, 1987: 194 -275.
- [18] KENAGA D, DOYLE J F, SUN C T. The characterization of boron/aluminum composite in the nonlinear range as an orthotropic elastic-plastic material[J]. *Journal of Composite Materials*, 1987, 21(6): 516-531.
- [19] HASHIN Z, ROSEN B W. The elastic moduli of fiber-reinforced materials[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1964, 31(2): 223-232.
- [20] SUN C T, CHEN J L. A micromechanical model for plastic behavior of fibrous composites[J]. *Composites Science and Technology*, 1991, 40(2): 115-129.

(编辑:陈 越)