

文章编号: 1000-4750(2012)11-0046-07

考虑单向复合材料复杂微观结构的细化单胞模型

张博明, 唐占文, 赵 琳

(哈尔滨工业大学复合材料研究所, 黑龙江, 哈尔滨 150086)

摘 要: 通用单胞模型常被应用在复合材料细观力学分析上。但原始的通用单胞模型存在求解量大、计算效率低的问题。该文对其改进, 建立了以子胞界面细观应力为未知量的细化单胞模型。利用该模型研究复杂的微观结构包括纤维截面形状/排列方式, 界面材料属性/几何厚度, 夹杂/空隙对单向纤维复合材料宏观弹性常数的影响。通过与其他研究方法和试验数据对比证实了该预测模型具有更高的计算效率, 计算精度和更广泛的普适性。该文模型子胞划分更细致, 克服了原始通用单胞模型无法分析复杂微观结构的不足。有望将损伤力学引入该模型中建立一个有力的分析工具, 来进行复合材料结构宏/细观多尺度损伤力学分析。

关键词: 复合材料; 弹性常数; 细化单胞模型; 微观结构; 多尺度

中图分类号: TB332; TB330.1 **文献标志码:** A **doi:** 10.6052/j.issn.1000-4750.2011.04.0201

REFINED GENERALIZED METHOD OF CELLS WITH COMPLEX MICRO-STRUCTURE OF UNIDIRECTIONAL COMPOSITES

ZHANG Bo-ming, TANG Zhan-wen, ZHAO Lin

(Center for Composites and Structure, Harbin Institute of Technology, Harbin, Heilongjiang 150086, China)

Abstract: A generalized method of cells is often used in the micromechanical analysis of composites. Large number of unknowns and lower computational efficiency are the shortcomings of the original generalized method of cells. Here, the original method is improved by a refined generalized method of cells of which unknowns are subcell tractions in this paper. The influences of fiber shape/arrays, interfacial elastic properties/geometric dimension, inclusion and voids on elastic constants of unidirectional composites are studied by the presented model. Higher computational efficiency, accuracy and universality have been demonstrated in comparison with other methods and experimental data. The presented model has refined discretization, overcoming the shortcoming of an original generalized method of cell that can't analyze a complex micro-structure. It is expected to provide a powerful tool for the macro/micro multi-scale damage analysis that will be achieved by introducing damage mechanics into the presented model.

Key words: composites; elastic properties; refined generalized method of cell; micro-structure; multi-scale

纤维复合材料自身独特构造与设计决定了其具有宏/细观双重特征, 因此研究复合材料细观结构特征对宏观性能的影响具有重要的意义。等效弹性属性是纤维复合材料力学性能的一项重要指标, 预测含复杂微结构的多相复合材料等效弹性属性是一个既经典而又重要的问题^[1]。纤维复合材料的等

效弹性属性不仅与材料组分的力学属性有关, 而且还和组分的真实微结构有关^[2]。对其预报的方法有解析法和有限元两种方法: 传统的解析方法多数基于均一化理论的近似估计, 并且都不可避免地需要通过各种经验参数来表示微结构的影响^[3]; 有限元方法存在耗费机时和模型不易调整的不足, 不适合

收稿日期: 2011-04-08; 修改日期: 2011-07-03

基金项目: 国家 973 项目(2010CB631100)

通讯作者: 张博明(1966—), 男, 黑龙江哈尔滨人, 教授, 博士, 从事先进树脂基复合材料的研究(E-mail: zbm@hit.edu.cn).

作者简介: 唐占文(1980—), 男, 黑龙江哈尔滨人, 博士, 从事复合材料多尺度力学分析研究(E-mail: tangzhanwen@163.com);

赵 琳(1982—), 女, 黑龙江哈尔滨人, 博士, 从事复合材料多尺度力学分析研究(E-mail: zhaolin19821982@126.com).

做大量的规律分析, 并且不容易和宏观模型相结合进行多尺度分析。

通用单胞模型(Generalized Method of Cells - GMC)最早由 Paley 和 Aboudi 提出^[4], 后来有学者在弹性范围内建立了宏/细观力学模型, 并提出了纤维增强复合材料结构的宏/细观一体化分析框架^[5]。原始 GMC 在解决细观力学问题和多尺度分析方面提供了很好的平台, 但是由于求解量会随着子胞数目增加呈级数增长, 计算效率很低, 所以只能进行粗糙的子胞划分(如图 1 所示), 严重影响了其在考虑真实微结构的多尺度力学分析方面的应用。本文对原始 GMC 算法进行改进, 在采用位移连续和应力连续假设的基础上改用细观应力分量为未知量进行求解, 建立了细化单胞宏/细观力学预测模型, 保证了求解精度, 同时提高了计算效率。该模型可进行更细的子胞划分, 所以能够考虑复杂的微观结构, 有效地研究细观特征对纤维复合材料宏观性能的影响。

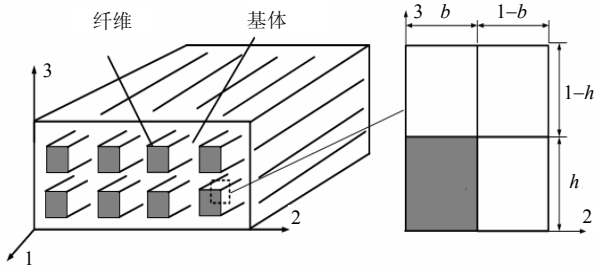


图 1 原始通用单胞模型

Fig.1 Original Generalized Method of Cells

1 改进细化单胞模型算法研究

1.1 单胞模型的应用假设前提

1.1.1 纤维周期性分布假设

复合材料当服从周期性分布时可以选取代表性单胞来研究整体的性能。局部坐标 x_1 向代表纤维纵向, x_2, x_3 代表纤维横向。单胞可以进行划分成 $N_\beta \times N_\gamma$ 个子胞, 本文中的 $\beta=1, \dots, N_\beta$ 、 $\gamma=1, \dots, N_\gamma$, 每个子胞可以单独赋予材料属性, 进行多相复合材料细观的微结构力学分析(见图 2)。

1.1.2 子胞内一阶线性位移假设

基于一阶线性位移假设, 子胞位移表示为:

$$u_i^{(\beta\gamma)} = \omega_i^{(\beta\gamma)} + x_2^{(\beta)} \phi_i^{(\beta\gamma)} + x_3^{(\gamma)} \psi_i^{(\beta\gamma)} \quad (1)$$

这里 $i=1, 2, 3$, $\omega_i^{(\beta\gamma)}$ 代表子胞的中心位移量;

$\phi_i^{(\beta\gamma)}$ 、 $\psi_i^{(\beta\gamma)}$ 是和子胞应变有关的微变量。

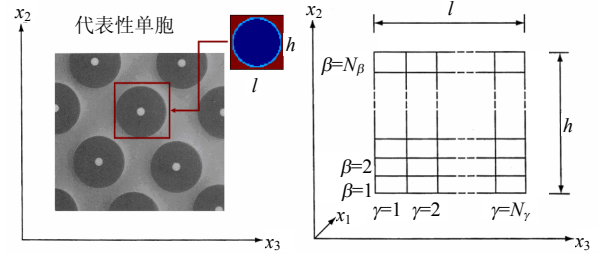


图 2 单向复合材料周期性分布微结构及子胞划分

Fig.2 Periodic microstructure of unidirectional composites and discretization of the repeating unit cell

1.1.3 体积平均假设

体积平均意义上单胞宏观平均应力、应变:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{hl} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} h_\beta l_\gamma \bar{\sigma}^{(\beta\gamma)} \quad (2)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{hl} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} h_\beta l_\gamma \bar{\varepsilon}^{(\beta\gamma)} \quad (3)$$

1.1.4 子胞界面位移、应力连续假设

子胞界面位移和应力要求在平均意义上是连续的, 位移连续条件为:

$$\bar{\varepsilon}_{11}^{(\beta\gamma)} = \bar{\varepsilon}_{11} \quad (4a)$$

$$\sum_{\beta=1}^{N_\beta} h_\beta \bar{\varepsilon}_{22}^{(\beta\gamma)} = h \bar{\varepsilon}_{22} \quad (4b)$$

$$\sum_{\beta=1}^{N_\beta} h_\beta \bar{\varepsilon}_{12}^{(\beta\gamma)} = h \bar{\varepsilon}_{12} \quad (4c)$$

$$\sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} l_\gamma \bar{\varepsilon}_{33}^{(\beta\gamma)} = l \bar{\varepsilon}_{33} \quad (4d)$$

$$\sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} l_\gamma \bar{\varepsilon}_{13}^{(\beta\gamma)} = l \bar{\varepsilon}_{13} \quad (4e)$$

$$\sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} h_\beta l_\gamma \bar{\varepsilon}_{23}^{(\beta\gamma)} = hl \bar{\varepsilon}_{23} \quad (4f)$$

γ 列子胞界面正应力为 T_{22}^γ , 界面剪切应力为 T_{21}^γ 和 T_{23}^γ ; β 行子胞的界面正应力为 T_{33}^β , 界面剪切应力为 T_{31}^β 和 T_{32}^β 。子胞界面应力连续条件:

$$\bar{\sigma}_{22}^{(1\gamma)} = \bar{\sigma}_{22}^{(2\gamma)} = \dots = \bar{\sigma}_{22}^{(N_\beta\gamma)} = T_{22}^{(\gamma)} \quad (5a)$$

$$\bar{\sigma}_{33}^{(\beta 1)} = \bar{\sigma}_{33}^{(\beta 2)} = \dots = \bar{\sigma}_{33}^{(\beta N_\gamma)} = T_{33}^{(\beta)} \quad (5b)$$

$$\bar{\sigma}_{21}^{(1\gamma)} = \bar{\sigma}_{21}^{(2\gamma)} = \dots = \bar{\sigma}_{21}^{(N_\beta\gamma)} = T_{21}^{(\gamma)} = T_{12}^{(\gamma)} \quad (5c)$$

$$\bar{\sigma}_{31}^{(\beta 1)} = \bar{\sigma}_{31}^{(\beta 2)} = \dots = \bar{\sigma}_{31}^{(\beta N_\gamma)} = T_{31}^{(\beta)} = T_{13}^{(\beta)} \quad (5d)$$

$$\bar{\sigma}_{23}^{(1\gamma)} = \bar{\sigma}_{23}^{(2\gamma)} = \dots = \bar{\sigma}_{23}^{(N_\beta\gamma)} = T_{23}^{(\gamma)} = T_{32}^{(\gamma)} \quad (5e)$$

$$\bar{\sigma}_{32}^{(\beta 1)} = \bar{\sigma}_{32}^{(\beta 2)} = \dots = \bar{\sigma}_{32}^{(\beta N_\gamma)} = T_{32}^{(\beta)} = T_{23}^{(\beta)} \quad (5f)$$

1.2 原始的通用单胞模型

子胞界面位移连续条件矩阵形式:

$$\mathbf{A}_G \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_s = \mathbf{J} \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (6)$$

子胞界面应力连续条件矩阵形式:

$$\mathbf{A}_M \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_s = \mathbf{0} \quad (7)$$

将位移连续条件和应力连续条件合并:

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_s = \mathbf{A} \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (8)$$

其中: 矩阵 $\mathbf{A}_G$ 包含子胞的几何尺寸; $\mathbf{A}_M$ 包含子胞对应材料点的弹性常数; $\mathbf{J}$ 包含整体单胞的几何尺寸。

等效宏观刚度矩阵形式:

$$\mathbf{C}^* = \frac{1}{hl} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} h_\beta l_\gamma \mathbf{C}^{(\beta\gamma)} \mathbf{A}^{(\beta\gamma)} \quad (9)$$

1.3 改进细化单胞模型

由子胞应力连续边界条件可知, 某一行(列)方向上子胞应力是相等的。如果以子胞应力为基本的细观未知量进行计算, 则可以减少未知量数目。因此, 可以用子胞应力作为基本的未知量来改进通用单胞算法。

1.3.1 子胞应力与宏观应变之间的关系

子胞本构关系可展开如下:

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{11}^{(\beta\gamma)} = S_{11}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{11}^{(\beta\gamma)} + S_{12}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{22}^{(\beta\gamma)} + S_{13}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{33}^{(\beta\gamma)} \quad (10a)$$

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{22}^{(\beta\gamma)} = S_{12}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{11}^{(\beta\gamma)} + S_{22}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{22}^{(\beta\gamma)} + S_{23}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{33}^{(\beta\gamma)} \quad (10b)$$

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{33}^{(\beta\gamma)} = S_{13}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{11}^{(\beta\gamma)} + S_{23}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{22}^{(\beta\gamma)} + S_{33}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{33}^{(\beta\gamma)} \quad (10c)$$

将子胞轴向变形相等的边界条件, 即式(5a), 代入式(10a)得到子胞轴向应力:

$$\bar{\sigma}_{11}^{(\beta\gamma)} = \frac{1}{S_{11}^{(\beta\gamma)}} [\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{11} - S_{12}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{22}^{(\beta\gamma)} - S_{13}^{(\beta\gamma)} \bar{\sigma}_{33}^{(\beta\gamma)}] \quad (11)$$

将式(11)代入(10b)、式(10c)中消去 $\bar{\sigma}_{11}^{(\beta\gamma)}$, 并结合应力连续条件共同代入位移连续条件(4b)、式(4c)得到改进的界面位移连续条件:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{A} & \mathbf{B} \\ \mathbf{B}' & \mathbf{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{11} \\ \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{22} \\ \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{c} \\ \mathbf{e} \end{bmatrix} \quad (12)$$

其中: $\mathbf{A}$ 、 $\mathbf{B}$ 、 $\mathbf{B}'$ 、 $\mathbf{D}$ 分别为 $N_\gamma \times N_\gamma$ 、 $N_\gamma \times N_\beta$ 、 $N_\beta \times N_\gamma$ 、 $N_\beta \times N_\beta$ 阶矩阵; $\mathbf{c}$ 、 $\mathbf{e}$ 分别是 N_β 和 N_γ 列向量, 这些量都是由子胞几何尺寸和柔度组成。 h 、 l 是子胞的几何尺寸(见图 2), $\mathbf{H} = [h, \dots, h]_{N_\gamma \times 1}^T$, $\mathbf{L} = [l, \dots, l]_{N_\beta \times 1}^T$ 。

由界面位移连续条件方程可以求得横向上的正应力 $\bar{\sigma}_{22}^{(\beta\gamma)}$ 和 $\bar{\sigma}_{33}^{(\beta\gamma)}$, 再根据式(11)可以求解正应力 $\bar{\sigma}_{11}^{(\beta\gamma)}$ 。

剪应力与剪应变之间的关系推导同上, 将式(10)结合本构关系代入到位移连续条件式(4d)、条件式(4e)中即可得到改进的界面位移连续条件:

$$\frac{1}{2} \left(\sum_{\beta=1}^{N_\beta} h_\beta S_{66}^{(\beta\gamma)} \right) T_{12}^{(\gamma)} = h \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{12} \quad (13a)$$

$$\frac{1}{2} \left(\sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} l_\gamma S_{55}^{(\beta\gamma)} \right) T_{13}^{(\beta)} = l \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{13} \quad (13b)$$

$$\frac{1}{2} \left(\sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} h_\beta l_\gamma S_{44}^{(\beta\gamma)} \right) T_{23} = hl \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{23} \quad (13c)$$

通过上式求解得到子胞的剪切应力分量。

1.3.2 宏观本构方程

体积平均意义上的单胞宏观平均应力:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{1}{hl} \sum_{\beta=1}^{N_\beta} \sum_{\gamma=1}^{N_\gamma} h_\beta l_\gamma \bar{\boldsymbol{\sigma}}^{(\beta\gamma)} \quad (14)$$

宏观本构方程:

$$\bar{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}^* \bar{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad (15)$$

将宏观平均应力方程代入宏观本构方程, 经过整理就可以得到细观子胞应力与宏观单胞应变的关系式, 其中矩阵 $\mathbf{C}^*$ 就是等效宏观刚度矩阵。

1.4 改进前后的单胞模型比较

改进算法的未知量为 $2(N_\beta + N_\gamma) + 1$ 个, 原始算法的未知量为 $6N_\beta N_\gamma$ 个。以 $N_\beta = N_\gamma = n$ 为例说明两种算法的未知量个数随 n 变化的规律, 如图 3。通过对比发现, 改进细化单胞模型在计算效率上得到了很大的提高。

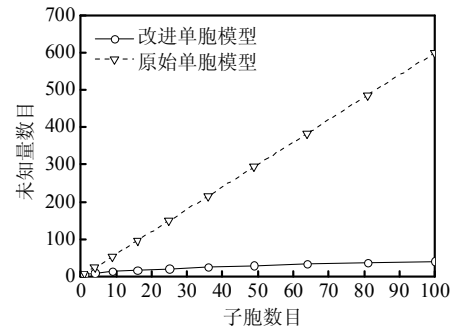


图 3 原始算法与改进算法未知量个数对比

Fig.3 Comparison of unknowns for the original and refined generalized method of cells

2 微结构对宏观力学弹性性能影响

2.1 纤维截面形状的影响

纤维和基体的材料属性见表 1, 如无特殊说明, 均用纤维 A/环氧 A 体系。考虑正方形、菱形、六边形、椭圆形和圆形纤维, 采用细化单胞模型计算

并给出了每种纤维形状单胞模型的应变云图(见图4), 本文模型能够充分考虑纤维截面形状并给出细致的应变场, 为下一步引入损伤判据提供了良好的平台。

表1 纤维和基体材料属性 /GPa

Table 1 Material properties of fiber and matrix

材料	E_1	E_2	G_{12}	G_{23}	ν_{12}	ν_{23}
碳纤维 A ^[6]	235	141	28	5.5	0.2	0.25
环氧 A ^[6]	4.8	无	1.8	无	0.34	无
碳纤维 B ^[7]	232	15	24	9	0.279	0.49
环氧 B ^[7]	5.35	无	1.7	无	0.49	无
硼纤维 ^[6]	379.3	无	172	无	0.1	无
铝 ^[6]	68.3	无	27	无	0.3	无

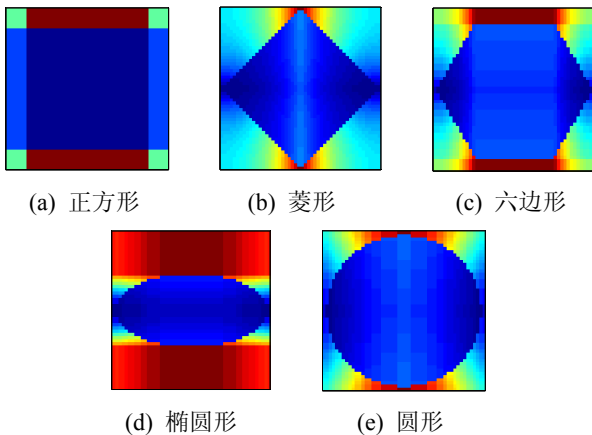


图4 不同纤维截面形状的代表性单胞(应变云图)

Fig.4 Repeating unit cell with different fiber shape (strain)

如图5所示, 弹性和剪切模量随纤维体积分量的增加而增加, 厚度方向上泊松比随纤维体积分量的增加先增加后减小, 主泊松比随纤维体积分量的增加而减小。轴向弹性模量和横向剪切模量只受纤维体积分量的影响, 和纤维界面形状无关; 横向弹性模量和面内剪切模量受纤维截面形状影响较大。

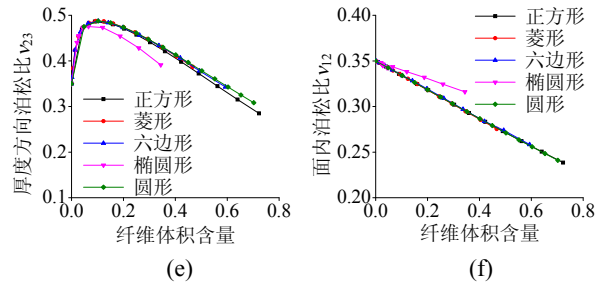
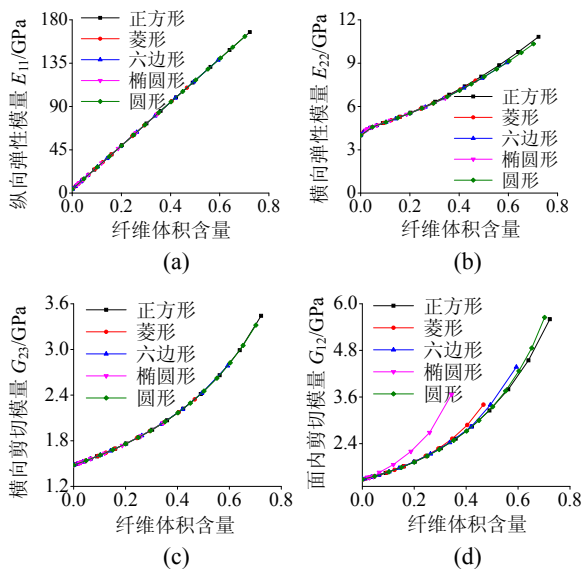


图5 不同纤维截面形状对宏观弹性常数的影响

Fig.5 The influence of different fiber shape on macroscopic elastic properties

2.2 纤维排列方式的影响

研究几种典型的纤维排列方式对宏观弹性常数的影响, 有正方形排列、菱形排列、六边形排列, 有通过 SEM 照片^[8]获得的真实微结构纤维随机排列。针对每种排列建立了不含界面项和含界面项的代表性单胞如图6所示, 图7给出了代表性单胞的应变云图。

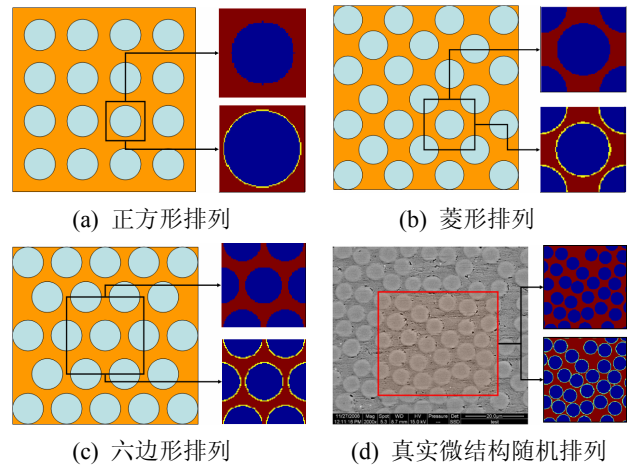


图6 不同纤维排列方式及其代表性单胞模型的选取

Fig.6 Repeating unit cell with different fiber arrays

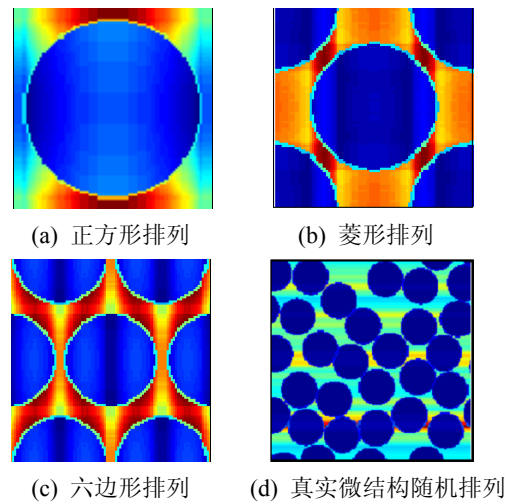


图7 不同纤维排列的代表性单胞(应变云图)

Fig.7 Repeating unit cell with different fiber arrays (strain)

轴向弹性模量和横向剪切模量只受纤维体积分含量的影响,和纤维排列方式无关(如图 8(a)所示);纤维排列方式对横向弹性模量和面内剪切模量影响较大,正方形排列的横向弹性模量最大,六边形排列居中,菱形排列最小;对正方形排列面内剪切模量最大,菱形排列方式最小,而六边形排列方式分两种情况,分别是 G_{12} 与正方形的规律接近, G_{13} 与菱形接近(如图 8(b)~图 8(d)所示);对主方向泊松比影响很大,菱形排列方式的主方向泊松比最大,六边形排列方式居中,四边形排列方式最小;对厚度方向泊松比影响较小,菱形排列略大于正方形排列方式,六边形排列在两个方向上分别是最大和最小,这也是由于六边形排列的不对称性造成的(如图 8(e)、图 8(f)所示)。

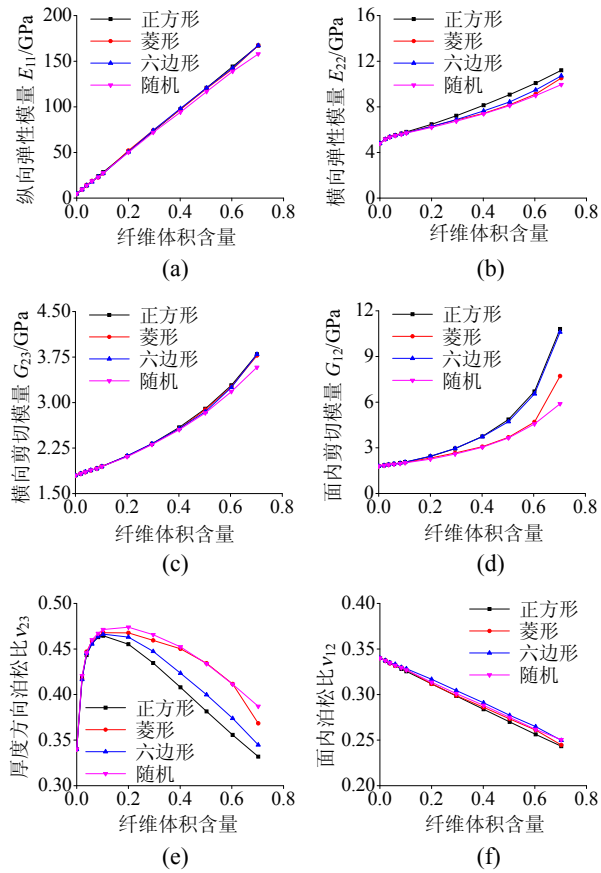


图 8 不同纤维排列分布对宏观弹性常数的影响

Fig.8 The influence of fiber arrays on macroscopic elastic properties

2.3 界面材料属性的影响

取界面项厚度 $t_i = 0 \sim 0.2r$ ^[9], 模量 E_i 和 $G_i = 0.1 \text{ GPa} \sim 50 \text{ GPa}$ ^[10] 的范围进行研究, r 为圆形截面纤维的半径。

2.3.1 界面模量对复合材料宏观弹性性能的影响

本节针对圆形纤维、随机分布、界面厚度固定

为 $0.08r$, 研究不同纤维体积分含量时界面模量对复合材料宏观弹性性能的影响。界面模量对其宏观纵向模量几乎无影响(如图 9(a)所示); 对其横向模量的影响很大, 影响规律可分两个阶段, 模量小于 5 GPa (相当于基体模量)时随着模量的增长宏观横向模量急剧增加, 当大于 5 GPa 的时候随着界面模量的增长宏观横向模量增加相对缓慢, 并且增长到一定程度就不会再增加, 实际情况下界面的模量一般是介于基体和纤维的模量之间, 影响范围在 $5 \text{ GPa} \sim 50 \text{ GPa}$ 的规律曲线之间, 即在给定界面厚度的情况下界面模量对宏观横向模量的影响是有限的(如图 9(b)所示); 对宏观剪切模量的影响规律与宏观横向模量的相同(如图 9(c)、图 9(d)所示); 随界面模量的增加厚度方向泊松比也增加, 同样小于 5 GPa 时增长急剧, 大于 5 GPa 时增长变缓, 达到 50 GPa 时接近最大值(如图 9(e)、图 9(f)所示)。

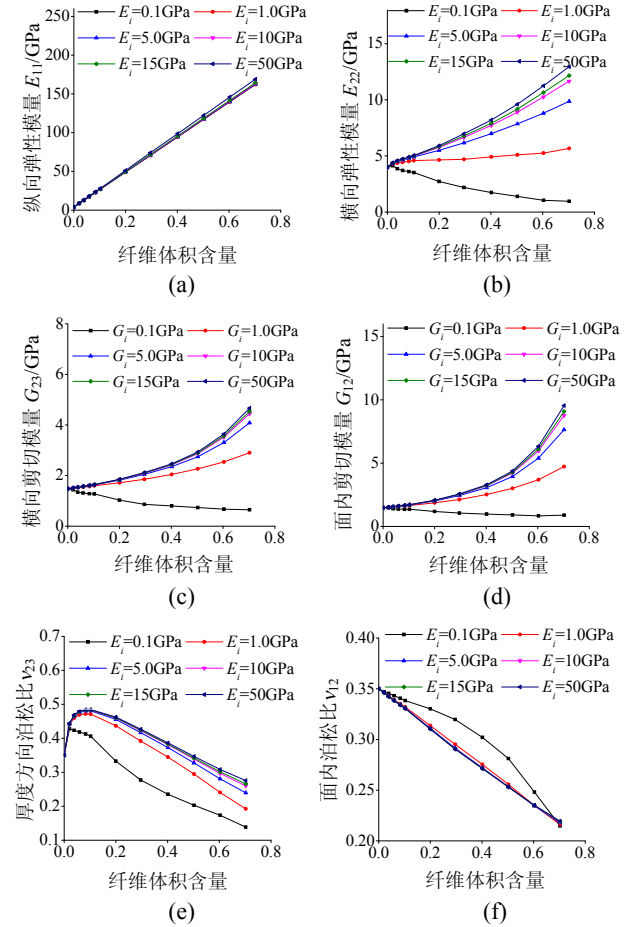


图 9 不同界面模量对宏观弹性常数的影响

Fig.9 The influence of interfacial modulus on macroscopic elastic properties

2.3.2 界面厚度对复合材料宏观弹性性能的影响

本节针对圆形纤维、随机分布, 研究不同的纤维体积分含量时界面厚度($0 \sim 0.2r$)对复合材料宏观弹

性能的影响, 定义 R =界面厚度/纤维半径。通过对比发现, 界面厚度对复合材料宏观纵向模量影响范围很小, 限于 0.5% 以内(如图 10(a)所示); 对于宏观横向模量、横向剪切模量和平面内剪切模量的影响较大(10%左右)且规律相同, 都是随着界面的厚度增加而增大(如图 9(b)~图 9(d)所示); 而对于宏观泊松比则是随着界面的厚度增加而减小, 变化范围在 12% 左右(如图 9(e)、图 9(f)所示)。

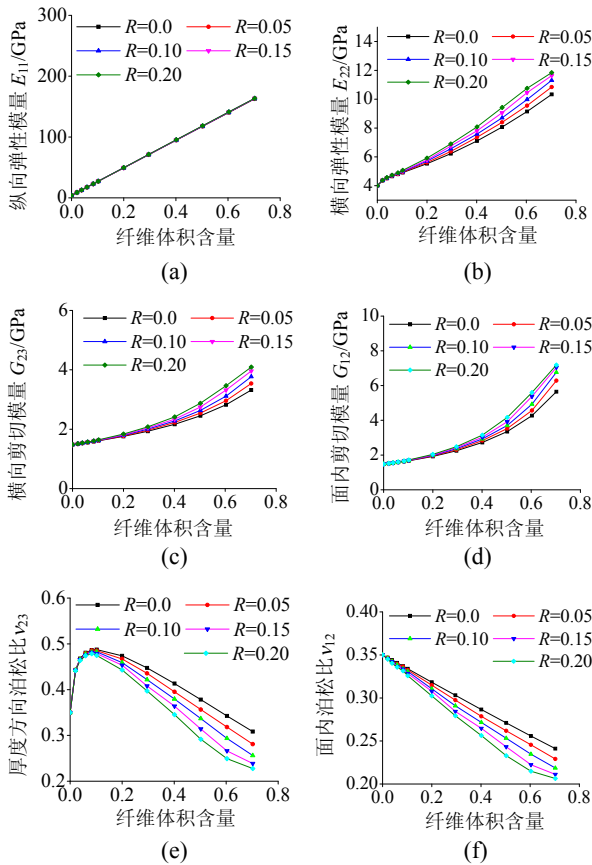


图 10 不同界面厚度对宏观弹性常数的影响

Fig.10 The influence of interfacial thickness on macroscopic elastic properties

2.4 夹杂和孔隙率对弹性性能的影响

夹杂和空隙是复合材料生产加工过程中常见的缺陷类型, 这些缺陷直接影响着材料的整体宏观属性。下面通过本文的细化单胞模型对夹杂和空隙缺陷进行研究。纤维、基体的材料属性采用表 2^[11], 界面属性采用正向模量 12GPa, 切向模量 8GPa, 泊松比 0.4, 夹杂取弹性模量 250GPa, 剪切模量 20GPa, 泊松比 0.1; 空隙取弹性模量和剪切模量都为 0.001GPa, 来模拟空隙。复合材料的横向属性是研究的重点, 本文只给出了空隙和夹杂对横向弹性模量的影响规律, 可以看出空隙对横向弹性模量起到减弱的趋势, 夹杂则有增强的趋势, 并且空隙率

的影响更大。

表 2 碳纤维 C 和环氧 C 材料属性($V_f=0.4$) /GPa

Table 2 Elastic properties of carbon C/epoxy C ($V_f=0.4$)

材料	E_{11}	E_{22}	ν_{12}	ν_{23}	G_{12}	G_{23}
碳纤维 C	241	20	0.2	0.4	27	7.14
环氧 C	3.6	无	0.36	无	13.2	无

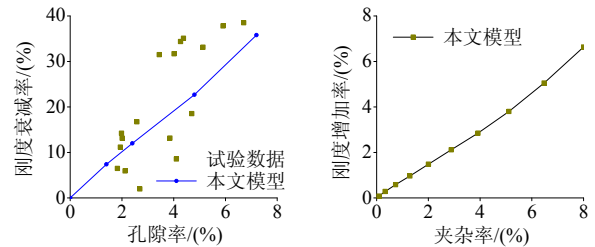


图 11 空隙/夹杂对宏观横向模量的影响

Fig.11 The influence of void/inclusion on macroscopic transverse modulus

3 算例验证

本文综合考虑三种纤维体积含量(V_f)的复合材料进行验证, 组分材料属性参照表 1 中三种纤维/基体的组合, 预测结果分别列于表 3~表 5 中。通过同其他研究方法和实验数据进行对比分析, 验证本文的细化单胞模型具有更高的计算精度和广泛的普适性。通过对比, 可以看出本文的细化单胞模型的预测值总体上均优于其他的研究方法。

表 3 碳纤维 B/环氧 B 单向复合材料

等效弹性常数预测($V_f=0.72$)

Table 3 Effective elastic properties for carbon A/epoxy B unidirectional composites ($V_f=0.72$)

弹性常数/GPa	E_1	E_2	G_{23}	G_{12}	ν_{23}	ν_{12}
本文模型 1	169.0	12.8	4.1	8.1	0.7	0.3
本文模型 2	169.0	11.9	4.6	8.0	0.6	0.3
本文模型 3	169.9	12.3	4.7	10.4	0.6	0.3
本文模型 4	166.5	11.7	5.0	7.9	0.6	0.3
实验数据 ^[12]	167.2	11.7	4	8.2	0.45	无

表 4 碳纤维 A/环氧 A 单向复合材料

等效弹性常数预测($V_f=0.6$)

Table 4 Effective elastic properties for carbon A/epoxy B unidirectional composites ($V_f=0.6$)

弹性常数/GPa	E_1	E_2	G_{23}	G_{12}	ν_{23}	ν_{12}
文献[13]	142.6	9.6	3.1	6	0.35	0.25
文献[13]	142.6	9.2	3.35	5.88	0.38	0.25
文献[14]	142.9	9.79	3.01	6.53	0.42	0.26
本文模型 1	143.54	9.71	3.12	6.03	0.36	0.25
本文模型 2	143.37	9.62	3.48	5.33	0.41	0.26
本文模型 3	142.76	9.97	3.35	5.02	0.37	0.25
本文模型 4	143.7	9.85	3.57	5.7	0.4	0.26
实验数据 ^[12]	142	9.85	3.8	5.25	无	0.3

表 5 硼纤维/铝单向复合材料等效弹性常数预测($V_f=0.47$)Table 5 Effective elastic properties for boron/aluminum unidirectional composites ($V_f=0.47$)

弹性常数/GPa	E_1	E_2	G_{23}	G_{12}	ν_{23}	ν_{12}
文献[13]	215	144	45.9	57.2	0.29	0.19
文献[13]	215	136.5	52.5	54	0.34	0.19
文献[14]	214	156	43.6	62.6	0.31	0.2
本文模型 1	215.3	140.8	44.7	52.2	0.26	0.2
本文模型 2	219	128.2	49.4	49.6	0.38	0.22
本文模型 3	218	141.4	46.3	53.9	0.3	0.22
本文模型 4	219	134.5	51	52.4	0.38	0.22
实验数据 ^[12]	216	140	无	52	无	0.29

4 结论与展望

本文提出的细化单胞模型在保证求解精度的前提下,通过以子胞界面应力作为未知量,极大地减少了求解量使求解效率大幅提高,并且该模型的子胞数量可以达到数千个,这是原始通用单胞模型无法实现的。本文将该模型用来预测复杂微观结构对单向复合材料宏观力学性能的影响,得到了纤维几何形状和排列分布,界面的材料属性和几何尺寸,夹杂和空隙等微观结构对其宏观力学性能的影响规律,这些规律对认识复合材料细观力学性能提供了参考,并且为本文预测模型的参数调整提供了可靠的依据。通过与原始方法、试验数据进行对比发现,本文的细化单胞模型预测精度更高,模型中可以调节的参量更多、普适性更好。

下一步工作将损伤力学引入到细化单胞模型中,结合经典层合理论来分析层合板的强度谱。本文的细化单胞模型是一种解析方法,很容易和有限元软件相结合进行二次开发,利用本文模型结合损伤力学分析细观力学部分,有限元方法分析结构宏观力学部分,建立宏/细观多尺度损伤分析预报模型,去研究复合材料结构在真实载荷下其关键部位的真实微观结构的力学损伤分析。

参考文献:

- [1] Rajinder P. New models for effective Young's modulus of particulate composites [J]. Composites B, 2005, 36: 513—523.
- [2] Poutet J, Manzoni D, HageChehade F. The effective mechanical properties of random porous media [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1996, 44(10): 1587—1620.
- [3] Tilbrook M T, Moon R, Hoffman M. On the mechanical properties of alumina-epoxy composites with an interpenetrating network structure [J]. Materials Science and Engineering: A, 2005, 393(1/2): 170—178.
- [4] Paley M, Aboudi J. Micromechanical analysis of composites by the generalized cells model [J]. Mechanics of Materials, 1992, 14: 127—139.
- [5] 赵琳, 张博明. 基于单胞解析模型的单向复合材料强度预报方法[J]. 复合材料学报, 2010, 27(5): 86—92.
Zhao Lin, Zhang Boming. Method for strength prediction of unidirectional composites based on unit cell analytic model [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2010, 27(5): 86—92. (in Chinese)
- [6] King T R, Blackketter D M, Walrath D E, Adams D F. Micromechanics prediction of the shear strength of carbon fiber/epoxy matrix composites: The influence of the matrix and interface strengths [J]. Journal of Composite Materials, 1992, 4: 558—73.
- [7] Huang Zhengming. Micromechanical prediction of ultimate strength of transversely isotropic fibrous composites [J]. Solids and Structures, 2011, 38: 4147—4172.
- [8] Zhang Boming, Yang Zhong, Sun Xinyang, Tang Zhanwen. A virtual experimental approach to estimate composite mechanical properties: Modeling with an explicit finite element method [J]. Computational Materials Science, 2010, 49: 645—651
- [9] Zhang J, Guo Q P, Huson M. Interphase study of thermoplastic modified epoxy matrix composites: Phase behaviour around a single fibre influenced by heating rate and surface treatment [J]. Composites Part A, 2010, 41(6): 787—794.
- [10] Liu L, Song Y J, Fu H J. The effect of interphase modification on carbon fiber/polyarylacetylene resin composites [J]. Applied Surface Science, 2008, 254(17): 5342—5347.
- [11] Olivier P, Cottu J P, Ferret B. Effects of cure cycle pressure and voids on some mechanical properties of carbon/epoxy laminates [J]. Composites, 1995, 26: 509—515.
- [12] Daniel I M, Lee J W. Progressive transverse cracking of crossply composite laminates [J]. Journal of Composite Materials, 1990, 24: 1225—1243.
- [13] Sun C T, Vaidya R S. Prediction of composite properties from a representative volume element [J]. Composites Science and Technology, 1996, 56: 171—179.
- [14] Chamis C C. Simplified composite micromechanics equations for hygral, thermal and mechanical properties [J]. SAMPE Quarterly, 1984, 4: 14—23.