

C/SiC 编织型复合材料热/力学性能的多尺度预测*

张永正¹, 刘磊², 刘琦², 徐光魁¹

(1. 西安交通大学 航天航空学院, 西安 710049;
2. 空气动力学国家重点实验室, 四川 绵阳 621000)

(我刊编委刘少宝推荐)

摘要: C/SiC 复合材料以其优异的力学和热学性能,在航空航天、国防和化学工业等领域都得到了广泛的应用.精准获得 C/SiC 复合材料的热/力学性能,对该类材料在相关领域的高效应用至关重要.基于代表性体积单元(RVE)和周期性边界条件,考虑纤维束的体积分数、交织方式、编织维度等非均匀、多尺度特征,建立了 C/SiC 复合材料的微/细观单胞模型.使用有限元软件 ABAQUS 在微观尺度预测了纤维束的热/力学性能,将纤维束性能引入细观模型中,分析获得了该复合材料的宏观热/力学性能.基于此多尺度关联分析方法,在 27~1 227 °C 的工作温度范围内,进一步研究了纤维束和 C/SiC 复合材料的热导率和热膨胀系数随温度的变化规律.该研究对 C/SiC 复合材料在工程上的应用具有一定的指导意义.

关键词: C/SiC 复合材料; 多尺度建模; 有限元分析; 周期性边界条件; 热/力学性能
中图分类号: O34 **文献标志码:** A **DOI:** 10.21656/1000-0887.440056

Multi-Scale Prediction of Thermal and Mechanical Properties of C/SiC Braided Composites

ZHANG Yongzheng¹, LIU Lei², LIU Qi², XU Guangkui¹

(1. School of Aerospace Engineering, Xi'an Jiaotong University,
Xi'an 710049, P.R.China;

2. State Key Laboratory of Aerodynamics, Mianyang, Sichuan 621000, P.R.China)

(Recommended by LIU Shaobao, M. AMM Editorial Board)

Abstract: C/SiC composites have been widely used in aerospace, national defense, and chemical industries due to their excellent mechanical and thermal properties. Accurate knowledge about the mechanical/thermal properties of C/SiC composites is very important for their efficient application in related fields. Based on the representative volume element (RVE) and periodic boundary conditions, a micro/meso single-cell model for C/SiC composites was established in view of the non-uniform and multi-scale characteristics of fiber bundles, such as the volume fraction, the interweaving mode, and the weaving dimension. The finite element software

* 收稿日期: 2023-03-06; 修订日期: 2023-07-14

基金项目: 国家自然科学基金项目(11972359)

作者简介: 张永正(1996—),男,硕士生(E-mail: 1303584072@qq.com);
刘磊(1982—),男,副研究员(通讯作者. E-mail: l.liu@cardc.cn);
刘琦(1989—),男,博士(E-mail: liuqi202@hrbeu.edu.cn);
徐光魁(1986—),男,教授(E-mail: guangkuixu@mail.xjtu.edu.cn).

引用格式: 张永正, 刘磊, 刘琦, 徐光魁. C/SiC 编织型复合材料热/力学性能的多尺度预测[J]. 应用数学和力学, 2023, 44(10): 1157-1171.

ABAQUS was used to predict the micro-scale thermal and mechanical properties of the fiber bundle, and the fiber bundle properties were introduced into the mesoscopic model to analyze and obtain the macroscopic thermal and mechanical properties of the composite. Based on this multi-scale correlation analysis method, the thermal conductivity and thermal expansion coefficient of fiber bundles and C/SiC composites were further studied at the operating temperatures ranging from 27~1 227 °C. The study has certain guiding significance for the application of C/SiC composites in engineering.

Key words: C/SiC composite; multi-scale modeling; finite element analysis; periodic boundary condition; thermal/mechanical property

0 引言

C/SiC 复合材料以高强度、高模量、耐高温、耐腐蚀和抗氧化性等一系列优异的性能成为了高超声速飞行器热防护系统、航空航天工业和武器系统中的候选材料,其应用也越来越广泛^[1-2].通过碳纤维的增韧,使得碳化硅陶瓷基复合材料具有高强度、高模量、耐高温、耐腐蚀和抗氧化性等一系列的优点,成为高温结构材料的首选^[3].

随着高超声速飞行器飞行 Mach 数的不断提升,飞行器所处的气动热/力环境等服役环境也更加恶劣和复杂,材料内部会产生大量的热应力,导致材料行为发生了非常复杂的变化.热应力对结构的影响变得不可忽视^[4],为了将这些热应力有效应用到结构分析中,研究 C/SiC 复合材料的热/力学性能必不可少.

复合材料本质上是各向异性和非均质的,故复合材料不能简单地当成各向同性体进行建模.而 C/SiC 复合材料这种纤维编织型复合材料的微/细观结构更复杂,具有高度非均匀性.编织型复合材料的细观结构决定了材料的性能^[5],所以要研究其性能,必须对其进行多尺度分析^[6-8].

目前,对纤维编织型复合材料热/力学性能的研究主要从三个层面展开,分别是微观、细观和宏观.在过去的几十年间,学者们开发了各种分析微细观模型来预测编织型复合材料的力学和热学性能.Ishikawa 等^[9]开发了一种基于串并联方法的方案,用于预测三维编织复合材料的热/力学性能,但他们只分析了矩形横截面的单层经纱组织.由于模型的限制性,其无法应用到三维模型中.崔春丽等^[10]基于广义自洽法在微观尺度预测了纤维增强型复合材料的力学性能.李典森等^[11]基于微观尺度的单胞模型,通过将复合材料中相同走向的纤维束视为单向复合材料,预测了三维四向编织复合材料的力学性能.张春春等^[12]基于两相同心圆柱模型,在微观尺度得出了横观各向同性基体与增强纤维内应力之间的关系,并进一步预测了横观各向同性纤维增强型复合材料的力学性能.Naik 等^[13]开发了一种分析模型,在微观和细观尺度预测了三维厚度正交互锁编织和层间正交互锁编织复合材料的热/力学性能.Ai 等^[14]进行了实验和数值研究,并使用多尺度建模的方法预测了 300~2 500 K 高温范围内纤维编织型复合材料的热膨胀系数.Ullah 等^[15]提出了一个多尺度计算的框架,使用有限元的仪表性体积单元(RVE)分析预测了三维编织型复合材料的均匀化力学性能.Siddgonde 等^[16]开发了一种基于有限元 RVE 来进行热/力学分析,利用多尺度建模技术和周期边界条件,研究了三维正交互锁编织型复合材料和角度互锁编织型复合材料的热/力学性能.

综合来看,目前关于纤维编织型复合材料热/力学性能的研究主要集中在多尺度宏观热/力学性能预测,关于微细观尺度下纱线/丝束的精细化特征,对其宏观热/力学性能影响的研究工作还较少.本文基于有限元分析的多尺度建模方法,从微观、细观两个尺度研究了 C/SiC 编织型复合材料的热/力学性能.在微观尺度分析了碳纤维和 SiC 基体性能到纱线/丝束模型的热力学性能.基于微观尺度获得的纤维束和基体有效性能,在细观尺度分析获得了 C/SiC 编织型复合材料的热/力学性能,并系统研究了纤维束的体积分数、交织方式、编织维度等精细特征对复合材料宏观热/力学性能的影响.

1 多尺度模型

由于 C/SiC 复合材料的各向异性以及非均质性,故需要采用多尺度的方法来预测 C/SiC 复合材料的各种热/力学性能参数.涉及到的不同长度尺度如图 1 所示,本文中涉及到的微观、细观、宏观是一个相对的几

何概念.通常在物理学的多尺度问题中,不同尺度应该遵循不同的物理规律.为区别于这种物理规律,本文中宏观 C/SiC 复合材料的几何尺度要比复合材料微结构中设计参数的几何尺度大很多,但都采用连续介质力学规律对其进行描述,若按照最小几何特征尺寸进行建模,C/SiC 复合材料结构的几何建模以及计算模拟的工作量都将变得非常巨大,在此基础上开展跨尺度性能预测就变得更加困难.

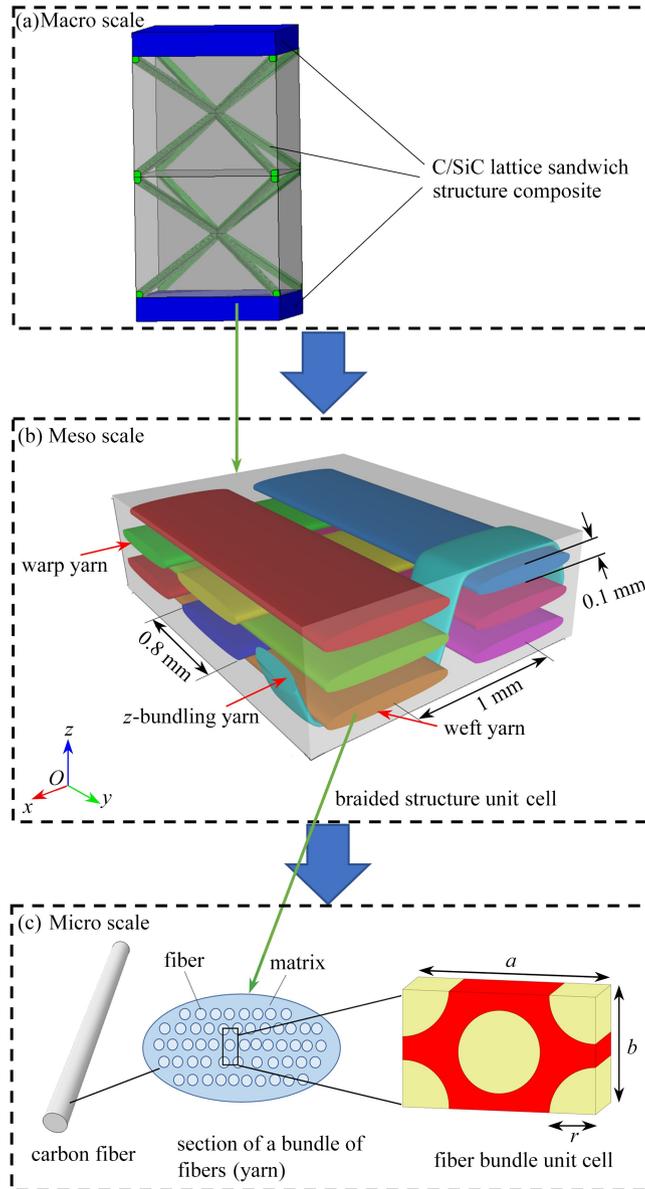


图 1 三维 C/SiC 复合材料的多尺度有限元模型

Fig. 1 The multi-scale finite element model for 3D C/SiC composites

基于微观尺度 RVE 模型,通过数值模拟方法计算确定纤维束在 x, y, z 三个正交方向上的弹性性能 ($E_{11}, E_{22}, E_{33}, G_{12}, G_{23}, G_{13}$), 导热系数 (k_{11}, k_{22}, k_{33}) 和热膨胀系数 ($\alpha_{11}, \alpha_{22}, \alpha_{33}$). 最后,将所得结果引入到微观尺度的单元中,通过数值模拟计算得到 C/SiC 复合材料的整体热/力学性能.

1.1 微观模型

本文基于纤维丝束的横观各向同性特性,并假设纤维的排列方式为常见的六边形排列,其中单元模型为如图 1(c) 所示的长方体结构^[17]. 尺寸比可写为

$$a : b : c = \sqrt{3} : 1 : 0.93 \sqrt{\frac{V_f}{\pi}}, \tag{1}$$

式中 V_f 是纤维束中纤维的体积含量.

1.2 细观模型

对于 C/SiC 复合材料这种编织型复合材料,经纱和纬纱以一上一下的规律交织,在面内相互垂直.基于这种编织方式,本文建立了如图 1(a) 所示的细观尺度单胞模型.单胞中经纬纱线的纱线厚度、纱线宽度、纱线间距等几何参数分别为 0.2 mm, 0.8 mm 和 1 mm.为了方便施加周期性边界条件,将网格划分成六面体网格,如图 2 所示,一共使用 125 000 个六面体单元来对细观尺度 RVE 进行网格划分.对于经纬纱线之间的接触问题,本文采用 ABAQUS 中自带的自接触程序(self-contact)进行定义,程序自动通过计算判断纱线表面是否与其余表面发生接触,接触后会自动根据接触属性进行约束.目前所用模型尚未对烧结过程中产生的残余应力等因素进行考虑,而此类问题可以通过扩展模型进行研究.例如,针对残余应力,通过有限元软件先对该模型进行烧结过程的模拟,获得其残余应变场,然后再建立一个相同模型,将残余应变场设置为该模型的预定义场,从而在模型中引入初始残余应力的影响.

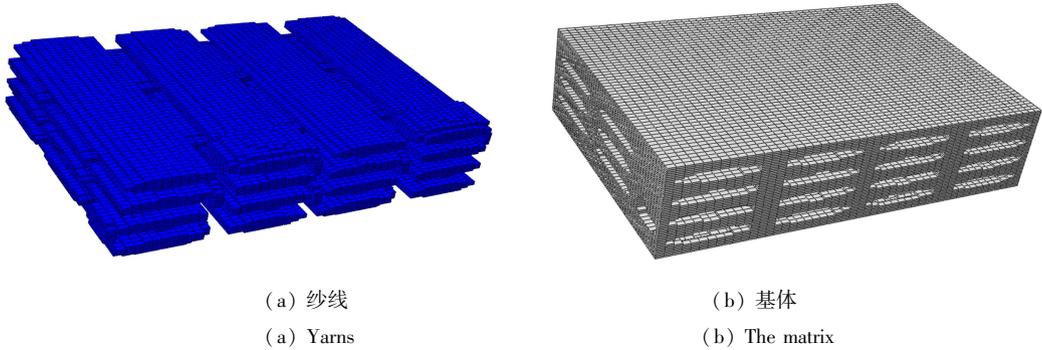


图 2 细观尺度 RVE 的网格
Fig. 2 Meshes of the mesoscale RVE

2 分析方法

2.1 等效弹性常数预测方法

对于 C/SiC 复合材料这种具有周期性细观结构的连续型材料,我们需要对其单胞施加周期性边界条件来准确获得结构整体的弹性性能.对于图 3 这种单胞,给定 6 种典型应变载荷 $(\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz})$ ^[14], 周期性边界条件通过施加以下约束来实现,相对面的对应节点应满足以下约束:

面 $ADHE$ 和面 $BCGF$

$$\begin{cases} u|_{x=a} - u|_{x=0} = a\varepsilon_x, \\ v|_{x=a} - v|_{x=0} = 0, \\ w|_{x=a} - w|_{x=0} = 0; \end{cases} \quad (2)$$

面 $AEFB$ 和面 $DHGC$

$$\begin{cases} u|_{y=b} - u|_{y=0} = b\gamma_{xy}, \\ v|_{y=b} - v|_{y=0} = b\varepsilon_y, \\ w|_{y=b} - w|_{y=0} = 0; \end{cases} \quad (3)$$

面 $ABCD$ 和面 $EFGH$

$$\begin{cases} u|_{z=c} - u|_{z=0} = c\gamma_{xz}, \\ v|_{z=c} - v|_{z=0} = c\gamma_{yz}, \\ w|_{z=c} - w|_{z=0} = c\varepsilon_z, \end{cases} \quad (4)$$

式中, u, v, w 分别为 x, y, z 方向的位移, a, b, c 分别为边 AB, AD, AE 的长度; $x = a, y = b$ 和 $z = c$ 三个平面为主平面,与之对应的 3 个平面 $x = 0, y = 0$ 和 $z = 0$ 被称为从平面.

对于图 3 所示的单胞模型,其顶点和棱面处于平面的交点或者交线处,节点会同时被上述的两到三个方

程所约束.若直接将这此约束施加到 ABAQUS 中,会因为过约束而导致计算无法进行.因此,模型中的顶点和棱边要施加独立的约束方程^[18].

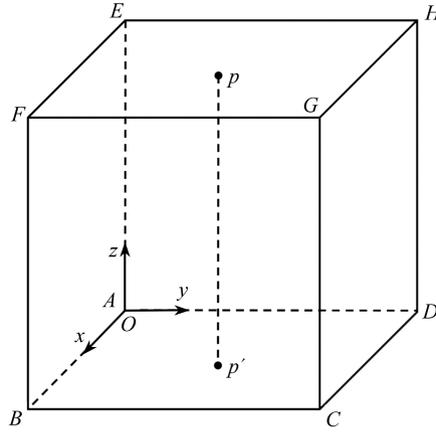


图 3 周期性边界条件

Fig. 3 Periodic boundary conditions

首先,对单胞的 12 条棱边施加约束.我们先将 12 条棱边分为三组:第一组为平行于 x 轴的 AB, DC, HG 和 EF ;第二组为平行于 y 轴的 AD, BC, FG 和 EH ;第三组为平行于 z 轴的 AE, BF, CG 和 DH .这里,对于平行于 x 轴的边组,例如,选择边 AB 为基准边,则边 DC, HG 和 EF 分别可通过平移对称变换与边 AB 相联.同样,对于平行于 y 轴和 z 轴的其他两组边,也可以通过类似的变换和基准边关联.

对于以边 AB 为基准边的第一组,给出以下三组线性约束方程:

$$\begin{cases} u_{DC} - u_{AB} = b\gamma_{xy}, \\ v_{DC} - v_{AB} = b\varepsilon_y, \\ w_{DC} - w_{AB} = 0, \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} u_{HG} - u_{AB} = b\gamma_{xy} + c\gamma_{xz}, \\ v_{HG} - v_{AB} = b\varepsilon_y, \\ w_{HG} - w_{AB} = c\varepsilon_z, \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} u_{EF} - u_{AB} = c\gamma_{xz}, \\ v_{EF} - v_{AB} = 0, \\ w_{EF} - w_{AB} = c\varepsilon_z. \end{cases} \quad (7)$$

第二组以边 AD 为基准边,约束方程如下:

$$\begin{cases} u_{BC} - u_{AD} = a\varepsilon_x, \\ v_{BC} - v_{AD} = 0, \\ w_{BC} - w_{AD} = 0, \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} u_C - u_A = a\varepsilon_x + b\gamma_{xy}, \\ v_C - v_A = b\varepsilon_y, \\ w_C - w_A = 0, \end{cases} \quad (9)$$

$$\begin{cases} u_{EH} - u_{AD} = c\gamma_{xz}, \\ v_{EH} - v_{AD} = c\gamma_{yz}, \\ w_{EH} - w_{AD} = c\varepsilon_z. \end{cases} \quad (10)$$

第三组以边 AE 为基准边,约束方程如下:

$$\begin{cases} u_{BF} - u_{AE} = a\varepsilon_x, \\ v_{BF} - v_{AE} = 0, \\ w_{BF} - w_{AE} = 0, \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{cases} u_{CG} - u_{AE} = a\varepsilon_x + b\gamma_{xy}, \\ v_{CG} - v_{AE} = b\varepsilon_y, \\ w_{CG} - w_{AE} = 0, \end{cases} \quad (12)$$

$$\begin{cases} u_{DH} - u_{AE} = b\gamma_{xy}, \\ v_{DH} - v_{AE} = b\varepsilon_y, \\ w_{DH} - w_{AE} = 0. \end{cases} \quad (13)$$

然后,对单胞中的8个顶点施加约束.任何顶点都可以选择作为参考点,因为所有其他顶点都能通过平移对称变换与该顶点相联.例如,选择顶点A作为基准点,则其余顶点(B,C,D,E,F,G,H)可分别通过平移变换与点A相联.以顶点A为基准点,以下分别给出顶点B,C,D,E,F,G和H与基准点A之间的约束方程:

$$\begin{cases} u_B - u_A = a\varepsilon_x, \\ v_B - v_A = 0, \\ w_B - w_A = 0, \end{cases} \quad (14)$$

$$\begin{cases} u_C - u_A = a\varepsilon_x + b\gamma_{xy}, \\ v_C - v_A = b\varepsilon_y, \\ w_C - w_A = 0, \end{cases} \quad (15)$$

$$\begin{cases} u_D - u_A = b\gamma_{xy}, \\ v_D - v_A = b\varepsilon_y, \\ w_D - w_A = 0, \end{cases} \quad (16)$$

$$\begin{cases} u_E - u_A = c\gamma_{xz}, \\ v_E - v_A = c\gamma_{yz}, \\ w_E - w_A = c\varepsilon_z, \end{cases} \quad (17)$$

$$\begin{cases} u_F - u_A = a\varepsilon_x + c\gamma_{xz}, \\ v_F - v_A = c\gamma_{yz}, \\ w_F - w_A = c\varepsilon_z, \end{cases} \quad (18)$$

$$\begin{cases} u_G - u_A = a\varepsilon_x + b\gamma_{xy} + c\gamma_{xz}, \\ v_G - v_A = b\varepsilon_y + c\gamma_{yz}, \\ w_G - w_A = c\varepsilon_z, \end{cases} \quad (19)$$

$$\begin{cases} u_H - u_A = b\gamma_{xy} + c\gamma_{xz}, \\ v_H - v_A = b\varepsilon_y + c\gamma_{yz}, \\ w_H - w_A = c\varepsilon_z. \end{cases} \quad (20)$$

上述约束条件均可以在 ABAQUS 软件的 inp 文件中分别对三组相对面、边、点对应的节点定义 *equation 语句来实现.

施加周期性边界条件,必须将单胞模型的网格也划分成周期性的.本文将在 ABAQUS 中生成的网格模型以 inp 文件的形式导入到 HYPERMESH 中,利用其网格变形功能对相对面的网格进行调整,将其网格线调整至一一对应,即完成周期性网格的划分.

对于一个线性正交各向异性体的周期性结构单胞,其均匀化弹性模量的计算公式为

$$\bar{E}_{ij} = \frac{\bar{\sigma}_{ij}}{\bar{\varepsilon}_{ij}}, \quad (21)$$

式中 $\bar{\sigma}_{ij}$, $\bar{\varepsilon}_{ij}$ 为单胞的平均应力和应变,其定义为

$$\begin{cases} \bar{\varepsilon}_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{ij} dV, \\ \bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} dV. \end{cases} \quad (22)$$

给定表 1 所示的 6 组单位应变工况条件,施加周期性边界条件,根据式(22)计算即可得到复合材料等效弹性矩阵.对等效弹性矩阵求逆可得到该材料的柔度矩阵,根据复合材料理论中工程常数和柔度矩阵的关系^[19],即可求出等效工程常数.

表 1 单位应变边界条件

Table 1 Unit strain boundary conditions

condition	ε_x	ε_y	ε_z	γ_{xy}	γ_{xz}	γ_{yz}
1	1	0	0	0	0	0
2	0	1	0	0	0	0
3	0	0	1	0	0	0
4	0	0	0	1	0	0
5	0	0	0	0	1	0
6	0	0	0	0	0	1

2.2 等效热膨胀系数的预测方法

在稳态温度分析的基础上,利用均匀温度场的耦合方程来求解单胞的热膨胀系数.由于单胞模型的温度分布均匀,因此可以获得单胞在三个方向上的热变形,从而使用式(23)来预测单胞对应方向的热膨胀系数分量^[14]:

$$\alpha_{ij} = \frac{\varepsilon_{ij}}{\Delta T}, \quad (23)$$

其中, α_{ij} 为热膨胀系数, ε_{ij} 为应变, ΔT 为温差.对单胞施加恒温载荷,获得三个方向的热应变.根据式(23)即可得到单胞三个方向的热膨胀系数分量.

2.3 等效热导率的预测方法

在计算等效热导率时,需要对轴向和径向两个方向的热导率分别进行计算.本文预测了纤维束和 C/SiC 复合材料在 27~1 227 °C 工作温度范围内的等效热导率.在计算 27 °C 条件的等效热导率时,对于其径向热导率,如图 4 所示,在垂直 y 轴的表面施加 Dirichlet 边界条件,取对应轴方向上的温差为 1 °C,以保证计算对应温度的热导率时的精度^[20].其余表面设置为绝热,根据 Fourier 导热定律(式(24))即可计算出单胞的等效径向热导率 k_{22} 和 k_{33} .同理,计算轴向热导率时,如图 5 所示,在垂直 x 轴的表面施加 Dirichlet 边界条件,根据 Fourier 导热定律即可计算出单胞的等效轴向热导率 k_{11} .

$$k = \frac{q\delta}{\Delta T}, \quad (24)$$

其中, k 为热导率, δ 为热传递方向上的厚度, ΔT 为对应表面的温度差, q 为平均热流.

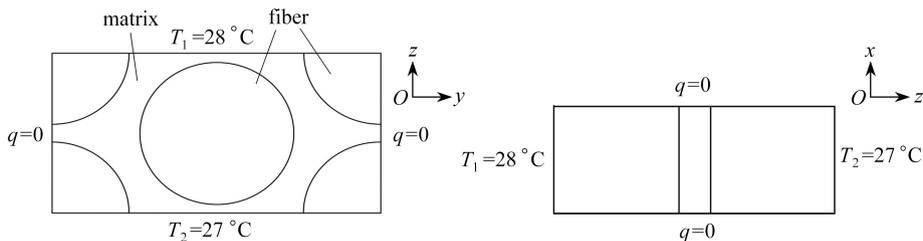


图 4 计算径向热导率时的边界条件

Fig. 4 Boundary conditions for calculating radial thermal conductivity

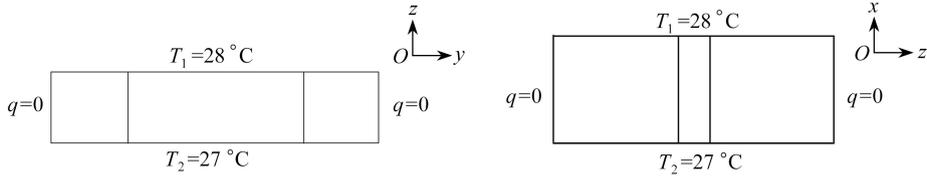


图5 计算轴向热导率时的边界条件

Fig. 5 Boundary conditions for calculating axial thermal conductivity

3 结果讨论

本文利用多尺度有限元的分析方法预测了纤维束热/力学性能以及纤维束的体积分数、交织方式、编织维度等精细特性对 C/SiC 复合材料宏观热/力学性能的影响。

3.1 方法验证

3.1.1 验证 1

为了验证本文的跨尺度热力学性能预测方法的准确性以及有效性,在本小节中,分别采用微观尺度和细观尺度 RVE 分析方法预测了纱线和 3D 正交互锁编织型复合材料单胞模型的有效热/力学常数,并与 Mren 等^[21]的渐近展开均质化(AEH)方法的预测结果以及实验结果进行了对比。

第一步,先进行微观尺度分析.基于本文提出的预测方法,研究了纱线中纤维体积分数为 50%时纱线的热/力学性能.纱线单胞中长、宽、纤维半径的比为 1.732 : 1 : 0.371.其中使用的纤维和基体分别为碳纤维 T-900 和树脂 EP828,它们的属性如表 2 所示.预测的热/力学性能包括弹性模量 (E_{11}, E_{22}, E_{33}),剪切模量 (G_{12}, G_{13}, G_{23}), Poisson 比 ($\mu_{12}, \mu_{13}, \mu_{23}$) 和热膨胀系数 ($\alpha_{11}, \alpha_{22}, \alpha_{33}$).纱线等效热/力学性能的预测结果如表 3 所示.从对比结果中可以发现,本文计算结果与已有文献结果^[21]吻合较好。

表2 碳纤维和环氧树脂的属性

Table 2 Properties of the carbon fiber and the epoxy resin

property	EP828	T-900
E_1 /GPa	3.40	294
E_2 /GPa	3.40	6.50
G_{12} /GPa	1.26	18.2
G_{23} /GPa	1.26	6.50
μ_{12}	0.35	0.32
μ_{23}	0.35	0.41
α_{11} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	6.45×10^{-5}	-5.6×10^{-7}
α_{22} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	6.45×10^{-5}	5.6×10^{-6}
α_{33} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	6.45×10^{-5}	5.6×10^{-6}

第二步,进行细观尺度分析.基于纱线和基体的均匀热力学性能,获得 3D 正交互锁编织型复合材料单胞模型的热/力学性能.其中,3D 正交互锁编织型复合材料的示意图如图 6(a)所示.图 6(c)是该复合材料的单胞模型,其几何参数已在图中标出.本文采用六面体减缩单元对单胞模型进行网格划分,划分出来的模型如图 7 所示.在 Mren 等^[21]的实验中,经纱、纬纱和 z 向捆绑纱中的纤维在复合材料中的贡献分别为 24.3%, 24.7%, 0.5%.本文为了验证其实验结果,在 z 向捆绑纱纤维贡献率为 0.5%的条件下,分别考虑经纱、纬纱中纤维的贡献率为 22.5%, 24.75%, 27%的情况,对 3D 正交互锁编织型复合材料的单胞模型进行了细观尺度的 RVE 分析.根据如图 6(c)单胞中的模型参数计算出:经纬纱线中纤维的贡献率为 22.5%时,经纱、纬纱和 z 向捆绑纱中纤维体积分数分别为 50%, 50%, 12.5%;经纬纱线中纤维的贡献率为 24.75%时,经纱、纬纱和 z 向捆绑纱中纤维体积分数分别为 55%, 55%, 12.5%;经纬纱线中纤维的贡献率为 27%时,经纱、纬纱和 z 向捆绑纱中纤维体积分数分别为 60%, 60%, 12.5%.下面分别对三种情况下单胞的等效热力学性能进行预测。

表 3 纱线热/力学性能的预测结果

Table 3 Predicted results of thermal/mechanical properties of yarns

property	value ($V_f = 50\%$)	
	our method	AEH method ^[21]
E_1 /GPa	4.96	4.96
E_2 /GPa	4.96	4.96
E_3 /GPa	148.63	148.70
G_{12} /GPa	2.44	2.45
G_{13} /GPa	3.20	3.21
G_{23} /GPa	3.20	3.21
μ_{12}	0.475	0.476
μ_{13}	0.336	0.335
μ_{23}	0.011	0.011
α_{11} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	4.5×10^{-5}	4.5×10^{-5}
α_{22} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	4.5×10^{-5}	4.5×10^{-5}
α_{33} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	2.0×10^{-7}	2.0×10^{-7}

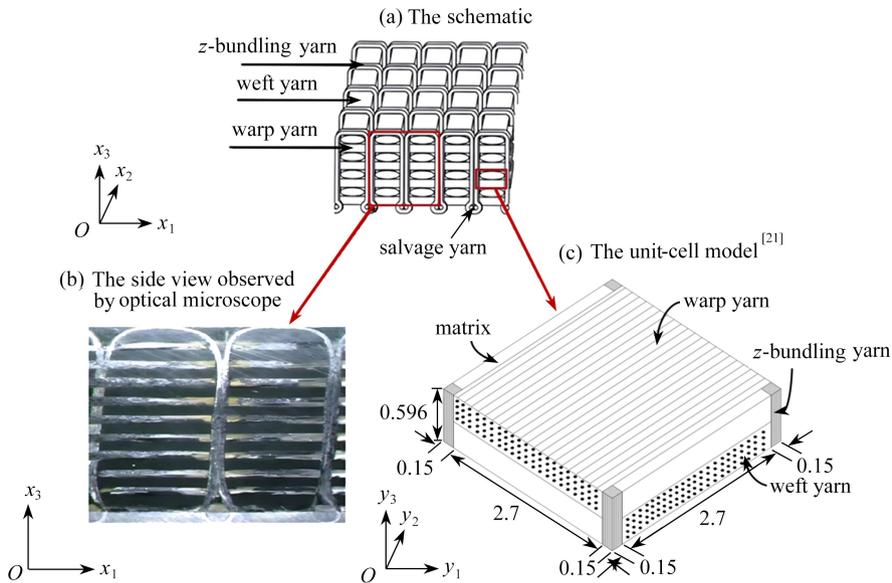


图 6 3D 正交互锁编织型复合材料 (单位: mm)

Fig. 6 The 3D positive interlocking braided composite(unit: mm)

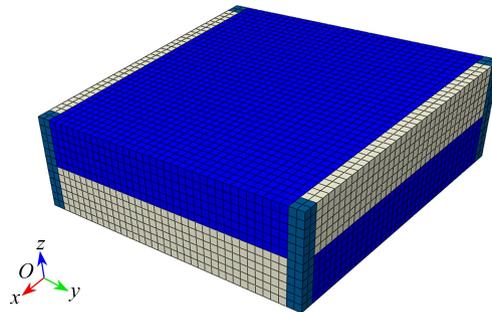


图 7 3D 正交互锁编织型复合材料单胞的网格模型

Fig. 7 The mesh model for 3D positive interlocking braided composite cells

如图 8 所示,经纱、纬纱中纤维的贡献率为 24.75%, z 向捆绑纱中纤维的贡献率为 0.5%时,得到了较好的结果.实验得到的弹性模量 E_{11} 为 $59.13 \text{ GPa} \pm 1.23 \text{ GPa}$,而本文预测值为 58.99 GPa ,吻合较好.对比 Poisson

比的情况,如图 8(b)所示,数值结果与实验结果也非常吻合。综上,本文预测结果与 Mren 等^[21]的预测结果和实验结果都吻合较好。

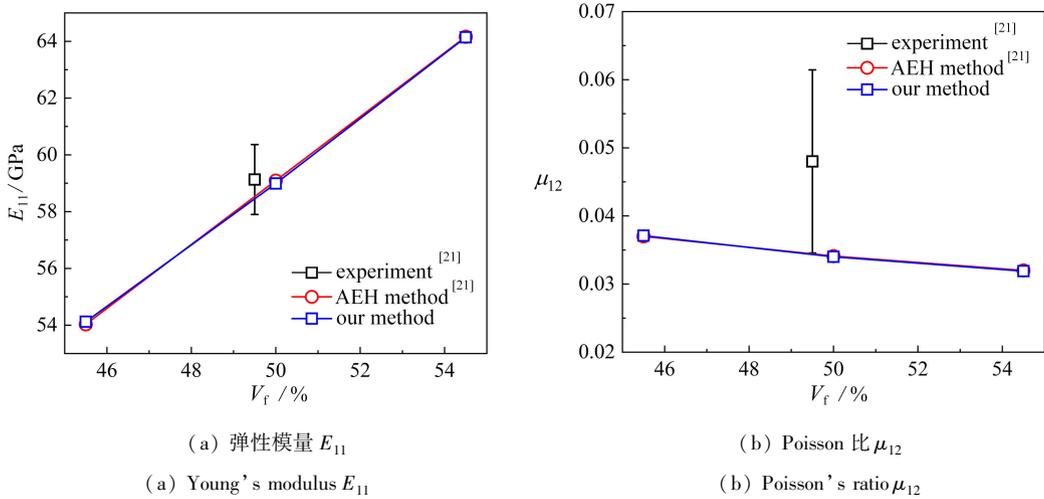


图 8 弹性模量 E_{11} 和 Poisson 比 μ_{12} 的数值和实验结果的比较

Fig. 8 Comparison of the values of Young's modulus E_{11} and Poisson's ratio μ_{12} with the experimental results

3.1.2 验证 2

为了进一步验证本文所用数值方法的有效性和准确性,本小节对 3D 正交互锁编织型复合材料的热力学性能进行了预测,将本文所用方法的预测结果与 Siddgonde 等^[16]有限元方法的预测结果进行了对比。其中 3D 正交互锁编织型复合材料单胞模型如图 1(b)所示。单胞中经、纬纱线的纱线厚度、纱线宽度、纱线间距分别为 0.1 mm, 0.8 mm 和 1 mm, z 向捆绑纱的几何参数为经纬纱线的一半。纤维和基体材料性能采用文献^[16]的数据,其中纱线中纤维体积分数为 80%。对纱线以及 3D 正交互锁编织型复合材料单胞的等效热力学性能进行了预测,如表 4 所示。对比表中结果可以发现,本文方法的预测数值与文献结果一致。

表 4 三维正交编织复合材料热/力学性能的预测结果

Table 4 Prediction results of thermal/mechanical properties of 3D orthogonal braided composite

property	our method	FEM method ^[16]
E_1 /GPa	34.10	32.97
E_2 /GPa	52.01	51.21
E_3 /GPa	11.85	11.13
G_{12} /GPa	2.94	2.88
G_{13} /GPa	2.51	2.43
G_{23} /GPa	2.53	2.45
μ_{12}	0.062 0	0.061 7
μ_{13}	0.486 0	0.497 0
μ_{23}	0.441 0	0.456 0
α_{11} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	1.310×10^{-5}	12.920×10^{-5}
α_{22} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	6.930×10^{-6}	6.890×10^{-6}
α_{33} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	8.110×10^{-6}	7.940×10^{-6}

3.2 基于微观单胞的细观热/力学性能

本文采用 RVE 方法,基于碳纤维和 SiC 基体材料的初始热弹性特性对纤维束的热/力学性能参数进行了预测。文献^[22-26]给出了碳纤维和 SiC 基体 27~1 227 $^{\circ}\text{C}$ 的弹性模量、Poisson 比、热膨胀系数以及热导率。由于文献中给出的碳纤维和 SiC 基体的弹性模量从 27 $^{\circ}\text{C}$ 到 1 227 $^{\circ}\text{C}$ 的变化量不大,故本文使用了二者在 27 $^{\circ}\text{C}$ 时的弹性模量来代表其在 27 $^{\circ}\text{C}$ 到 1 227 $^{\circ}\text{C}$ 的范围内的弹性模量。使用图 1(c)所示纤维体积分数为 67% 的纤维束模型作为单胞,对该单胞的热/力学性能参数进行预测,计算得到纤维束的弹性常数、热膨胀系数、热

导率如表 5、表 6 所示。

表 5 纤维束的弹性常数

Table 5 Elastic constants of fiber bundles

E_1 /GPa	E_2 /GPa	E_3 /GPa	G_{12} /GPa	G_{13} /GPa	G_{23} /GPa	μ_{12}	μ_{13}	μ_{23}
308.24	76.59	76.59	43.02	43.02	25.44	0.28	0.28	0.41

表 6 纤维束的热膨胀系数和热导率

Table 6 Thermal expansion coefficients and thermal conductivities of the fiber bundle

T / $^{\circ}\text{C}$	α_{11} / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	$(\alpha_{22} = \alpha_{33})$ / $^{\circ}\text{C}^{-1}$	k_{11} /($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$)	$(k_{22} = k_{33})$ /($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot ^{\circ}\text{C}^{-1}$)
27	3.80×10^{-5}	4.48×10^{-6}	147.17	83.84
227	1.00×10^{-6}	4.90×10^{-6}	142.91	79.66
427	1.72×10^{-6}	5.65×10^{-6}	138.32	72.07
627	2.06×10^{-6}	5.92×10^{-6}	133.77	64.85
827	2.36×10^{-6}	6.18×10^{-6}	131.13	60.21
1 027	2.64×10^{-6}	6.42×10^{-6}	125.42	54.52
1 227	2.90×10^{-6}	6.69×10^{-6}	118.61	45.06

3.3 基于细观单胞的宏观热/力学性能

根据经纱和纬纱上下交织的规律,如图 9 所示,建立了 $1 \times 1, 2 \times 1, 2 \times 2$ 三种 2D 编织单胞以及 2.5D 交联编织单胞、3D 正交编织单胞 5 种细观单胞模型。单胞中经纬纱线的几何参数保持一致,其厚度、宽度、间距分别为 0.2 mm, 0.8 mm 和 1 mm, z 向捆绑纱的几何参数为经纬纱线的一半。单胞中纤维束的物性参数即为上节中计算得到的纤维束的物性参数,基体材料仍为原始的 SiC 基体。

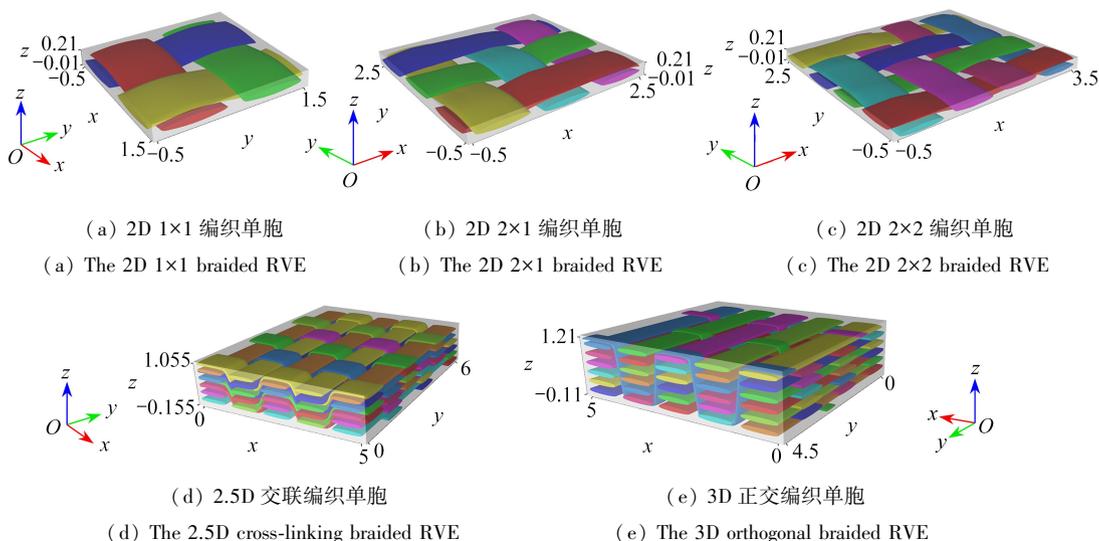


图 9 细观尺度下 5 种单胞模型

Fig. 9 5 mesoscale single-cell models

3.3.1 纤维束体积分数的影响

本文研究了细观单胞中纤维束体积分对 C/SiC 复合材料热/力学性能的影响。对于如图 9(a) 所示的 2D 1×1 编织单胞,保持纤维束中纤维体积分数不变,通过改变细观 RVE 中纤维束的宽度和间距两个参数,建立了纤维束体积分数分别为 50%, 52%, 54%, 56%, 58% 共 5 种细观 RVE 模型,然后对其热/力学性能参数进行了预测。

图 10 给出了不同纤维束体积分数下弹性常数、热膨胀系数以及热导率的对比结果。可以看出,弹性模量和剪切模量均会随着纤维束体积分数的增大而减小,但其对于面内外热/力学性能影响程度不同,其中,面外剪切模量 G_{23}, G_{13} 的降幅大于面内剪切模量 G_{12} ,面外弹性模量 E_3 的降幅大于面内弹性模量 E_1, E_2 。对于热膨胀系数,面内热膨胀系数 α_{11}, α_{22} 随纤维束体积分数的增大而减小,面外热膨胀系数 α_{33} 随纤维束体积分数增

大而增大.纤维束体积分数的变化对热导率在面内外的影响亦不相同,热导率随着纤维束体积分数的增大而减小,其中,面内热导率 k_{11}, k_{22} 随纤维束体积分数的增幅明显大于面外热导率 k_{33} .

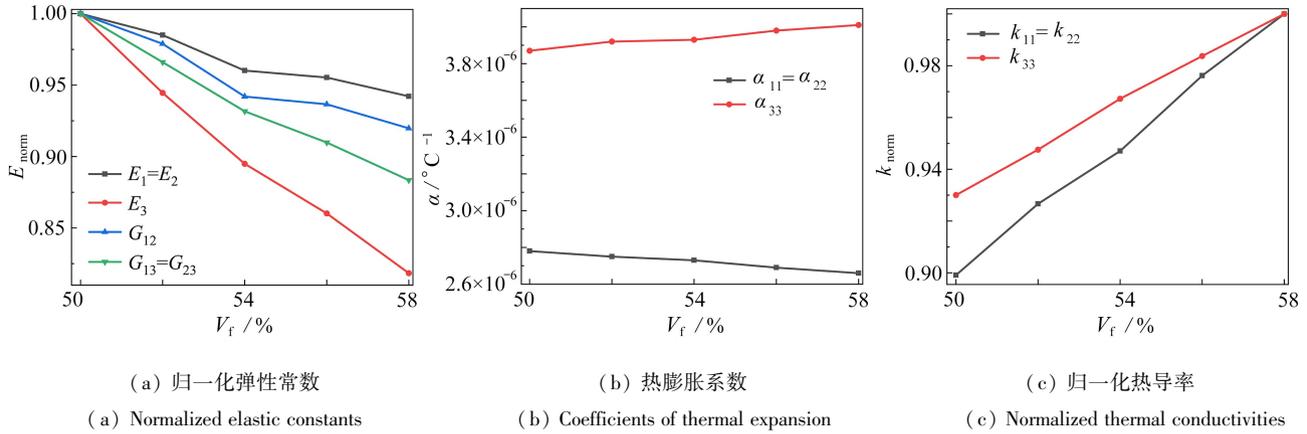


图 10 2D 1×1 编织结构热/力学系数随纤维束体积分数的变化

Fig. 10 Variations of thermal/mechanical coefficients of 2D 1×1 braided structure with the fiber bundle volume fraction

3.3.2 纤维束交织方式的影响

表 7、图 11 和图 12 分别给出了 5 种编织结构的弹性常数、热膨胀系数以及热导率,对比其中 1×1, 2×1, 2×2 三种不同纤维束交织方式下的 2D 编织结构的结果.可以看出:三种结构的弹性常数和热膨胀系数基本相等;相比之下,三种 2D 编织的热导率相差较大,其中,1×1 编织结构的热导率在面内外都为最小.

表 7 5 种编织结构的弹性常数

Table 7 Elastic constants of 5 braided structures

braided structure	E_1 /GPa	E_2 /GPa	E_3 /GPa	G_{12} /GPa	G_{13} /GPa	G_{23} /GPa
1×1 2D	299.22	299.22	161.23	92.50	56.40	56.40
2×1 2D	299.94	299.94	161.80	92.71	56.49	56.49
2×2 2D	298.23	298.23	160.18	91.77	56.15	56.15
2.5D cross-linking	280.73	300.09	169.10	91.70	57.37	63.16
3D orthogonal	289.49	322.89	175.19	96.76	56.60	66.04

3.3.3 编织维度的影响

对比表 7 中 2D、2.5D、3D 编织结构的弹性模量和剪切模量可以发现,2.5D 编织结构面外的弹性模量 E_3 、剪切模量 G_{13} 和 G_{23} 明显大于 2D 编织结构,面内弹性模量 E_1 和 E_2 、面内剪切模量 G_{12} 基本上相等.说明相比于 2D 编织结构,2.5D 编织结构在保证面内力学性能的同时,提升了面外的力学性能.这是因为 2.5D 编织结构中纬纱和经纱缠绕形成互锁,纤维束在厚度方向上以一定角度进行交织.这种编织方式增大了纤维束在面外的贡献率,从而提升了 2.5D 编织结构的剪切性能以及面外的力学性能.对比 3D 编织结构与其他结构,可以发现 3D 编织结构不仅面外的弹性常数 E_3, G_{23} 明显高于其他结构,而且面内的弹性常数 E_2, G_{12} 也有小幅度增加.对于 3D 编织结构,在面内纤维束的交织方式与 2D 编织结构一致,但其在厚度方向引入了 z 向捆绑纱线.不仅保持了纤维束对面内性能的贡献率,同时增加了对面外性能的贡献率,这样使得 3D 编织结构在保持面内性能的同时进一步地增强了面外力学性能.

图 11、图 12 给出了 2D、2.5D、3D 编织结构热导率和热膨胀系数的对比情况.可以看出 3D 编织结构的热导率 k_{11}, k_{33} 最小,2.5D 编织结构其次.而热导率 k_{22} 的结果正相反.这主要是因为 3D 编织结构在厚度方向加入了 z 向的捆绑纱线, z 向捆绑纱对面内性能的贡献使得结构在面内不再保持各向同性,最终导致了 3D 编织结构面内热导率 k_{22} 高于其他结构.然而, z 向捆绑纱线不仅仅影响了热导率,同时还影响了热膨胀系数.从图 9 中可以发现,在 z 向捆绑纱线的作用下,3D 编织结构面内热膨胀系数 α_{11}, α_{22} 对比于 2D 编织结构出现了不同的结果,前者高于 2D 编织结构,而后者低于 2D 编织结构.

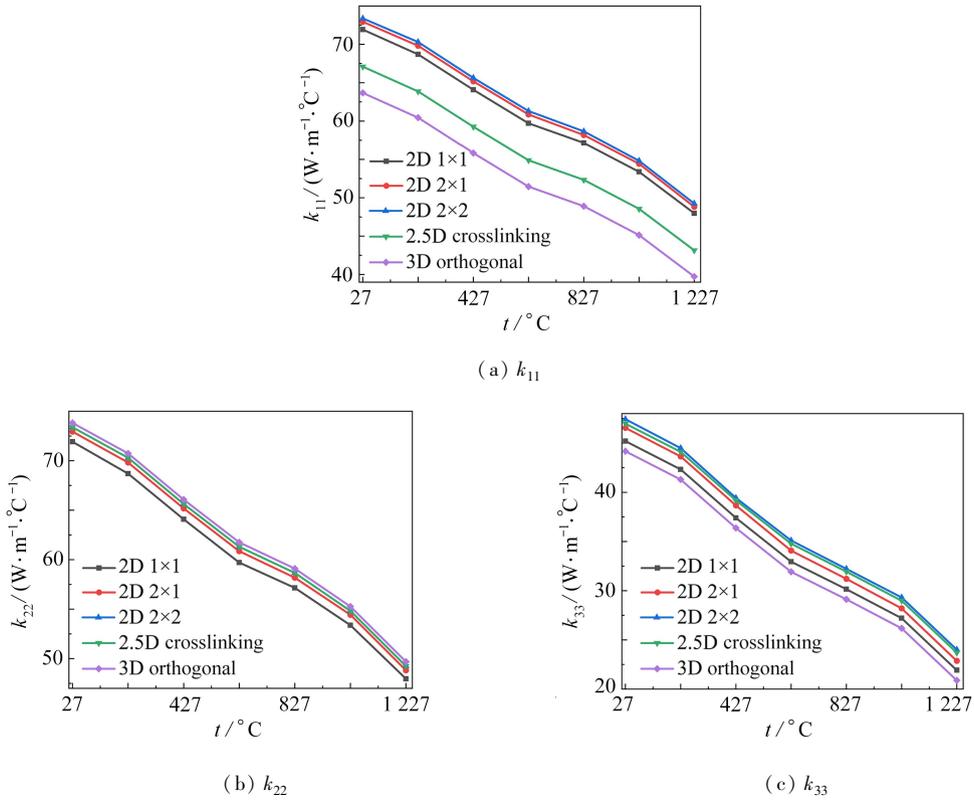


图 11 5 种编织结构的热导率

Fig. 11 Thermal conductivities of 5 braided structures

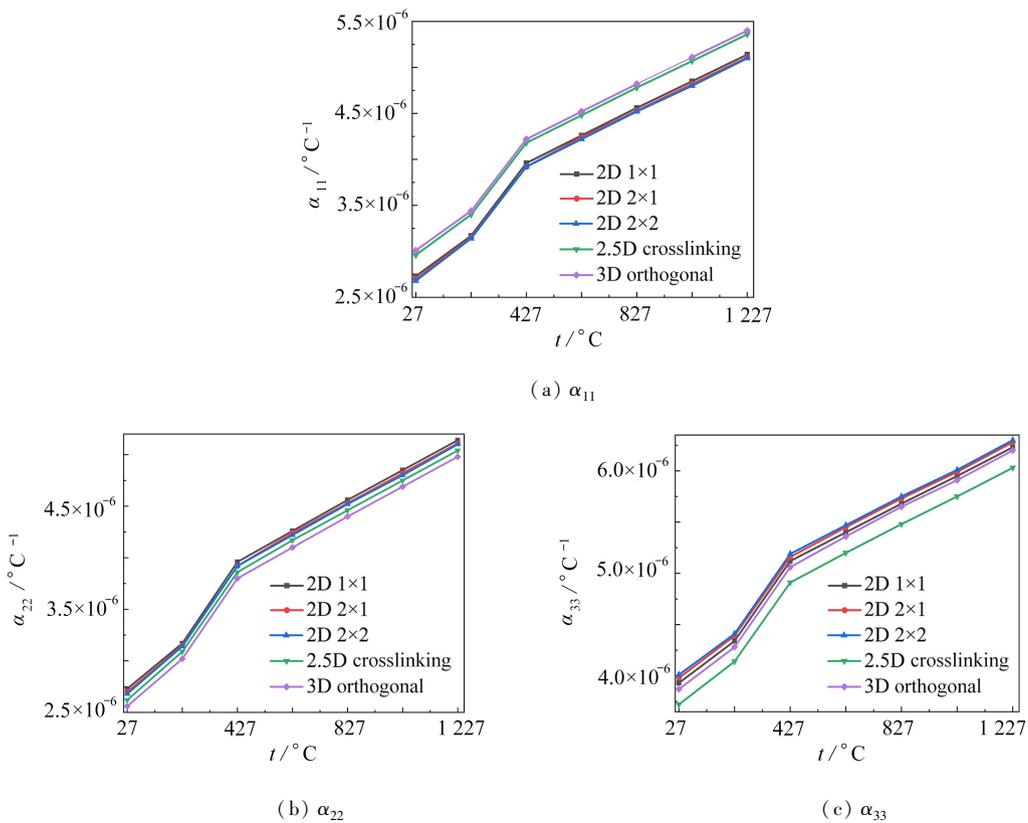


图 12 5 种编织结构的热膨胀系数

Fig. 12 Thermal expansion coefficient of 5 braided structures

4 结 论

本文基于多尺度有限元分析,分别采用微观尺度和细观尺度对 C/SiC 复合材料的有效热/力学性能进行了分析.在 27~1 227 °C 工作温度范围内,预测了纤维束和 C/SiC 编织型复合材料热/力学性能的变化.建立了细观尺度下的各种单胞模型,研究了细观 RVE 中纤维束的体积分数、交织方式、编织维度对 C/SiC 复合材料热/力学性能的影响.通过本研究可以得出以下结论:

1) 在相同的材料物性条件下,细观纤维束和宏观 C/SiC 复合材料的热导率和热膨胀系数在工作温度范围内的物性完全相反,分别呈下降趋势和上升趋势.

2) 纤维束体积分数对 C/SiC 复合材料面内外热/力学性能影响程度不同.其中,对于弹性常数和热导率,纤维束体积分数对面外的影响大于面内.而对于热膨胀系数,纤维束体积分数对面内外影响相反.

3) 对于常用的层合式 2D C/SiC 复合材料,改变细观纤维束的交织方式对结构弹性常数和热膨胀系数的影响不大,但对于热导率有较为明显的影响.

4) 3D 编织结构中的 z 向捆绑纱对面内外热/力学性能影响显著.在预测 3D C/SiC 复合材料热力学性能时,需精细化考虑 z 向捆绑纱线的影响.

参考文献 (References):

- [1] XU Y, REN S, ZHANG W, et al. Study of thermal buckling behavior of plain woven C/SiC composite plate using digital image correlation technique and finite element simulation[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, **131** (10): 385-392.
- [2] 汪海滨, 张卫红, 许英杰. C/C-SiC 机织复合材料尺度参数对力学性能的影响[J]. 复合材料学报, 2010, **27**(5): 93-100. (WANG Haibin, ZHANG Weihong, XU Yingjie. Effects of different scale parameters on effective modulus of woven C/C-SiC composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2010, **27**(5): 93-100. (in Chinese))
- [3] 梅辉. 2D C/SiC 在复杂耦合环境中的损伤演变和失效机制[D]. 硕士学位论文. 西安: 西北工业大学, 2007. (MEI Hui. Damage evolution and failure mechanism of 2D C/SiC in complex coupled environment[D]. Master Thesis. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2007. (in Chinese))
- [4] YANG Q, HAN X, XU C, et al. Development and validation of an anisotropic damage constitutive model for C/SiC composite[J]. *Ceramics International*, 2018, **44**(18): 22880-22889.
- [5] 刘波, 雷友锋, 宋迎东. 纤维增强复合材料宏观与细观统一的细观力学模型[J]. 航空发动机, 2007, **3**: 45-49. (LIU Bo, LEI Youfeng, SONG Yingdong. A unified micromechanical model of macroscopical and microscopical fiber reinforced composites[J]. *Aeroengine*, 2007, **3**: 45-49. (in Chinese))
- [6] XU Y, ZHANG P, LU H, et al. Hierarchically modeling the elastic properties of 2D needled carbon/carbon composites [J]. *Composite Structures*, 2015, **133**: 148-156.
- [7] 王新峰, 周光明, 周储伟, 等. 基于周期性边界条件的机织复合材料多尺度分析[J]. 南京航空航天大学学报, 2005, **37**(6): 730-735. (WANG Xinfeng, ZHOU Guangming, ZHOU Chuwei, et al. Multi-scale analysis of woven composites based on periodic boundary conditions[J]. *Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics*, 2005, **37**(6): 730-735. (in Chinese))
- [8] XU Y, ZHANG P, ZHANG W. Two-scale micromechanical modeling of the time dependent relaxation modulus of plain weave polymer matrix composites[J]. *Composite Structures*, 2015, **123**: 35-44.
- [9] ISHIKAWA T, LI Z S, LU Y P, et al. The GS-X pump in plant, yeast, and animal cells: structure, function, and gene expression[J]. *Bioscience Reports*, 1997, **17**(2): 189-207.
- [10] 崔春丽, 徐耀玲. 预测纳米纤维复合材料有效弹性性能的界面模型和界面相模型[J]. 应用数学和力学, 2022, **43**(8): 877-887. (CUI Chunli, XU Yaoling. Interfacial model and interfacial phase model for predicting effective elastic properties of nanofiber composites[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2022, **43**(8): 877-887. (in Chinese))

- [11] 李典森, 卢子兴, 卢文书. 三维四向编织复合材料刚度和强度的理论预测[J]. 应用数学和力学, 2008, **29**(2): 149-156. (LI Diansen, LU Zixing, LU Wenshu. Theoretical prediction of stiffness and strength of three-dimensional four-way braided composites[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2008, **29**(2): 149-156. (in Chinese))
- [12] 张春春, 王艳超, 黄争鸣. 横观各向同性基体复合材料的等效弹性常数[J]. 应用数学和力学, 2018, **39**(7): 750-765. (ZHANG Chunchun, WANG Yanchao, HUANG Zhengming. Equivalent elastic constants of transverse isotropic matrix composites[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2018, **39**(7): 750-765. (in Chinese))
- [13] NAIK N K, SRIDEVI E. An analytical method for thermoelastic analysis of 3D orthogonal interlock woven composites[J]. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2002, **21**(13): 1149-1191.
- [14] AI S, FU H, HE R, et al. Multi-scale modeling of thermal expansion coefficients of C/C composites at high temperature[J]. *Materials and Design*, 2015, **82**(5): 181-188.
- [15] ULLAH Z, ZHOU X Y, KACZMARCZYK L, et al. A unified framework for the multi-scale computational homogenisation 3D-textile composites[J]. *Composites (Part B): Engineering*, 2019, **167**: 582-598.
- [16] SIDDGONDE N, GHOSH A. Thermo-mechanical modeling of C/C 3D orthogonal and angle interlock woven fabric composites in high temperature environment[J]. *Mechanics of Materials*, 2020, **148**: 1-14.
- [17] 赵玉芬. 三维机织复合材料热传导及力学性能的多尺度有限元分析[D]. 硕士学位论文. 天津: 天津工业大学, 2017. (ZHAO Yufen. Multi-scale finite element analysis of heat conduction and mechanical properties of three-dimensional woven composites[D]. Master Thesis. Tianjin: Tianjin Polytechnic University, 2017. (in Chinese))
- [18] 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 boundary conditions and finite element realization of textile composites for meso-mechanical analysis[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2013, **34**(7): 1636-1645. (in Chinese))
- [19] 徐焜, 许希武. 三维编织复合材料弹性性能数值预测及细观应力分析[J]. 复合材料学报, 2007, **24**(3): 178-185. (XU Kun, XU Xiwu. Prediction of elastic constants and simulation of stress field of 3D braided composites based on the finite element method[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2007, **24**(3): 178-185. (in Chinese))
- [20] LIU Y, QU Z G, GUO J, et al. Numerical study on effective thermal conductivities of plain woven C/SiC composites with considering pores in interlaced woven yarns[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, **140**: 410-419.
- [21] MREN A, NW A, AKA B, et al. Thermomechanical properties and stress analysis of 3-D textile composites by asymptotic expansion homogenization method[J]. *Composites (Part B): Engineering*, 2014, **60**: 378-391.
- [22] PRADÈRE C, BATSALE J C, GOYHENECHÉ J M, et al. Thermal properties of carbon fibers at very high temperature[J]. *Carbon*, 2009, **47**(3): 737-743.
- [23] PRADERE C, SAUDER C. Transverse and longitudinal coefficient of thermal expansion of carbon fibers at high temperatures (300~2 500 K)[J]. *Carbon*, 2008, **46**(14): 1874-1884.
- [24] SAUDER C, LAMON J, SAUDER C, et al. Thermomechanical properties of carbon fibres at high temperatures (up to 2 000 °C)[J]. *Composites Science and Technology*, 2002, **62**(4): 499-504.
- [25] BOWLES D, TOMPKINS S S. Prediction of coefficients of thermal expansion for unidirectional composites [J]. *Journal of Composite Materials*, 1989, **23**: 370-388.
- [26] BORKOWSKI L, CHATTOPADHYAY A. Multiscale model of woven ceramic matrix composites considering manufacturing induced damage[J]. *Composite Structures*, 2015, **126**: 62-71.