

文章编号:1000-8055(2013)06-1257-07

考虑孔隙的针刺 C/SiC 复合材料弹性参数计算

李 龙, 高希光, 史 剑, 宋迎东

(南京航空航天大学 能源与动力学院

机械结构力学及控制国家重点实验室, 南京 210016)

摘 要: 基于针刺陶瓷基复合材料试件(CMCs)光学显微照片的微观型貌, 并选择恰当的代表体积单元(RVE), 建立了针刺陶瓷基复合材料弹性性能预测的单胞模型. 考虑了孔隙率对基体和纤维束弹性性能的影响, 采用混合率计算出纤维束的弹性常数, 然后将纤维束和基体的弹性参数代入到单胞模型中, 通过有限元法计算得到复合材料的整体弹性常数. 开展了材料拉伸试验和孔隙率测定试验, 测得材料的开孔孔隙率为 7.33%, 闭孔孔隙率为 10.67%, 弹性性能的计算结果与试验吻合较好, 误差为 3.1%.

关 键 词: 陶瓷基复合材料; 针刺; 弹性性能; 有限元法; 孔隙率

中图分类号: V231.9; TB332

文献标志码: A

Calculation of needled C/SiC composite elastic parameters in consideration of the porosity

LI Long, GAO Xi-guang, SHI Jian, SONG Ying-dong

(State Key Laboratory of Mechanics and Control of Mechanical Structures,
College of Energy and Power Engineering,

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: Based upon the microphotographs of the needled ceramic matrix composites (CMCs), appropriate representative volume elements (RVE) were selected to establish a single-cell model for predicting the elastic properties of needled ceramic matrix composites. The effect of porosities on the elastic properties of matrix and fiber bundles was considered, and the elastic constants of fiber bundles were calculated by mixed rate, then elastic constants of fiber bundles and matrix were taken into the single-cell model. The elastic properties of needled ceramic matrix composites were calculated by the finite element method (FEM) at last. At the same time, the tests for tensile strength and determination of porosities were carried. Through the experiment, the materials' open porosity of 7.33% and closed-cell porosity of 10.67% were acquired. Numerical results of the elastic properties obtained by the proposed method agree well with the experimental results, and the error is 3.1%.

Key words: ceramic matrix composites (CMCs); needled; elastic properties; finite element method; porosity

针刺陶瓷基复合材料是采用针刺工艺制备的预制体与陶瓷基体相结合形成的复合材料. 针刺工艺通过带有倒向钩刺的针刺将层叠起来的网胎

和纤维布沿厚度方向进行穿刺^[1-2], 促使针孔区域的纤维进入其他层, 从而获得平面和厚度向均有一定强度的准三维独特网络结构预制体^[3-4]. 因此

收稿日期: 2012-06-21

网络出版地址: http://www.cnki.net/kcms/detail/11.2297.V.20130617.0940.201306.1257_006.html

基金项目: 自然科学基金(51105195, 51075204); 航空科学基金(2011ZB52024)

作者简介: 李龙(1989-), 男, 陕西铜川人, 硕士生, 主要研究方向为陶瓷基复合材料本构模型研究.

不仅改善了二维编制复合材料的层间结合强度,而且相比三维编制复合材料工艺流程简捷,致密化程度好^[5-6],被认为是一种具有广泛应用前景的高温热结构复合材料^[7-8]。

鉴于此,针刺陶瓷基复合材料引起了国内外学者的关注,开展了较多的研究工作。其中 NIE Jingjiang 等^[5]通过单轴拉伸试验得到针刺 C/SiC 复合材料应力应变曲线,分析了材料在拉伸过程中的失效过程与机理,发现损伤主要发生在针刺纤维和单向纤维交叉区域且呈现多步损伤和纤维拔出现象。CAI Yanzhi 等^[9]通过对 C/C 复合材料渗入液态 Si 制备了针刺 C/SiC 复合材料,不仅降低了 C/SiC 的成本,而且同未经渗透的 C/SiC 复合材料相比,具有更好的摩擦性能。郭友军等^[10]采用化学气相渗透法制备了针刺 C/SiC 复合材料,分析了材料的细观结构特征,得到材料面内剪切强度为 95 MPa,拉伸强度和弯曲强度分别为 159 MPa 和 350 MPa,断裂模式为非脆性断裂,包括裂纹拓展、偏转、碳纤维拉伸断裂和逐步拔出。

然而,要将针刺陶瓷基复合材料应用于高温结构(特别是航空航天飞行器热端部件),其力学性能必须满足结构设计的要求,而弹性参数是其最基本的力学参数之一。目前仅文献^[5,9-10]通过试验方法测得其拉伸弹性模量,未见有关针刺陶瓷基复合材料弹性参数理论预测方法的报道。而且针刺 CMCs 属于正交各向异性材料,难以通过试验方法测得所有弹性参数。加之材料的弹性参数受很多参数的影响(铺层的纤维体积比、针刺密度、孔隙含量均对弹性参数值影响较大)^[11-15],而通过理论模型一方面可计算出所有弹性参数,作为试验值的补充;另一方面可进一步分析孔隙率和工艺参数等对弹性参数的影响。因此建立针刺 CMCs 的弹性参数计算模型就显得十分重要。

本文发展了考虑孔隙影响的针刺陶瓷基复合材料弹性参数的计算方法。首先研究针刺陶瓷基复合材料的细观结构特征并建立单胞模型,然后提出考虑孔隙影响的纤维束和基体弹性参数计算公式,计算出带基体纤维束以及基体的弹性参数,将该参数代入到单胞模型中,通过有限元法计算得到复合材料的整体弹性常数。最后通过试验对比验证了方法的有效性。

1 基本理论

1.1 代表性体积元模型

针刺陶瓷基复合材料细观结构示意图见图

1. 该复合材料为层状结构,由 4 部分组成: 0° 纤维束层、 90° 纤维束层、网胎层,以及针刺纤维束。这 4 个部分均由纤维和基体材料复合而成,可以看作是独立的复合材料,本文称为小复合材料。该结构具有明显的周期性特征。图 1 中黑色线框区域为针刺陶瓷基复合材料细观结构最小周期,可以认为整个材料由其周期扩展而成。本文选择该区域作为针刺陶瓷基复合材料的代表性体积元。

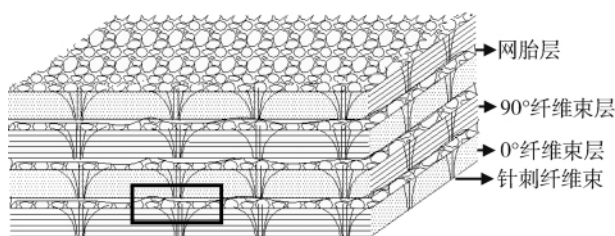


图 1 针刺陶瓷基复合材料预制品^[10]

Fig. 1 Schematic of needled CMCs perform

为了建立合理的代表性体积元模型,本文对图 1 所示的代表性体积元进行作如下简化:①采用长方体来表示 0° 纤维束层、 90° 纤维束层和网胎层,并假设 0° 纤维束层和 90° 纤维束层为厚度相等的单层板。②网胎层由杂乱无章的短切纤维与基体材料构成,刚度较低。本文假设为各向同性材料,并认为其刚度等于纤维束层沿纤维方向弹性模量的 $1/10$ 。③针刺纤维束由针刺纤维与基体材料构成,整体沿着厚度方向贯穿整个材料,但由于针刺的作用,纤维束呈现伞形结构。本文认为伞形结构对刚度影响不大,因此忽略该结构而将针刺纤维束等效为一圆柱体,并且认为圆柱体的材料属性与单向纤维增强复合材料相同。④假设 0° 纤维束层、 90° 纤维束层、网胎层和针刺纤维束中的纤维体积分数等于总纤维体积分数。

通过上述简化,本文得到如图 2 所示的代表性体积元模型。定义 L 为单胞长度, W 为宽度, H 为厚度, R 为针刺纤维束半径, φ_f 为纤维束体积分数, φ_m 为网胎层体积分, h 为纤维束厚度。

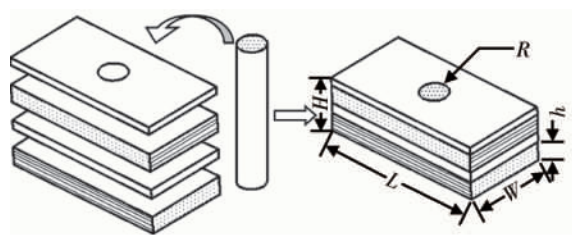


图 2 针刺陶瓷基复合材料细观分析模型

Fig. 2 Microstructure analysis model of needled CMCs

1.2 小复合材料弹性参数计算方法

假设针刺陶瓷基复合材料由 0° 纤维束层、 90° 纤维束层、网胎层,以及针刺纤维束 4 个小复合材料构成,不再区分小复合材料内的纤维和基体.因此要计算材料整体弹性参数,首先要知道小复合材料的弹性参数.根据前文分析,可将 0° 纤维束层、 90° 纤维束层和针刺纤维束作单向纤维增强复合材料处理.本文采用混合率公式(式(1))计算其弹性参数^[12]

$$\left\{ \begin{array}{l} E_{b1} = \varphi_f \cdot E_{f1} + \varphi_m \cdot E_{m1} \\ E_{b2} = E_{b3} = \frac{E_{f2} \cdot E_{m2}}{\varphi_m \cdot E_{f2} + \varphi_f \cdot E_{m2}} \\ G_{b12} = G_{b13} = \frac{G_{f12} \cdot G_{m12}}{\varphi_m \cdot G_{f12} + \varphi_f \cdot G_{m12}} \\ G_{b23} = \frac{G_{f23} \cdot G_{m23}}{\varphi_m \cdot G_{f23} + \varphi_f \cdot G_{m23}} \\ \mu_{b12} = \mu_{b13} = \varphi_m \cdot \mu_{f12} + \varphi_f \cdot \mu_{m12} \\ \mu_{b23} = \varphi_m \cdot \mu_{f23} + \varphi_f \cdot \mu_{m23} \end{array} \right. \quad (1)$$

其中 φ 表示小复合材料中纤维或基体的体积分数;下标 f, m 和 b 分别表示纤维、基体和小复合材料,1, 2, 3 表示纤维的增强方向.

由于陶瓷基复合材料的制备特点,在生产过程中不可避免的会产生微小孔洞,这些孔洞会显著降低材料的刚度.定义孔隙率为材料内所含孔洞的体积分数,袁义云^[12]研究了孔隙率对材料弹性参数的影响,发现泊松比受孔隙率影响不大,而材料刚度随孔隙率增大而降低,图 3 为材料刚度折减系数曲线^[12].

根据图 3 和式(1),考虑基体孔洞影响后的小复合材料弹性参数计算公式如下:

$$\left\{ \begin{array}{l} E_{b1} = \varphi_f \cdot E_{f1} + \varphi_m \cdot E'_{m1} \\ E_{b2} = E_{b3} = \frac{E_{f2} \cdot E'_{m2}}{\varphi_m \cdot E_{f2} + \varphi_f \cdot E'_{m2}} \\ G_{b12} = G_{b13} = \frac{G_{f12} \cdot G'_{m12}}{\varphi_m \cdot G_{f12} + \varphi_f \cdot G'_{m12}} \\ G_{b23} = \frac{G_{f23} \cdot G'_{m23}}{\varphi_m \cdot G_{f23} + \varphi_f \cdot G'_{m23}} \\ \mu_{b12} = \mu_{b13} = \varphi_m \cdot \mu_{f12} + \varphi_f \cdot \mu_{m12} \\ \mu_{b23} = \varphi_m \cdot \mu_{f23} + \varphi_f \cdot \mu_{m23} \end{array} \right. \quad (2)$$

其中 E' 和 G' 为折减后弹性模量和切变模量,它们与初始模量之间的关系为

$$E' = E \cdot \xi, \quad G' = G \cdot \xi \quad (3)$$

其中 ξ 是刚度折减系数,是孔隙率的函数.

1.3 基于有限元法的弹性参数计算方法

宏细观统一本构模型涉及“宏观”和“细观”两

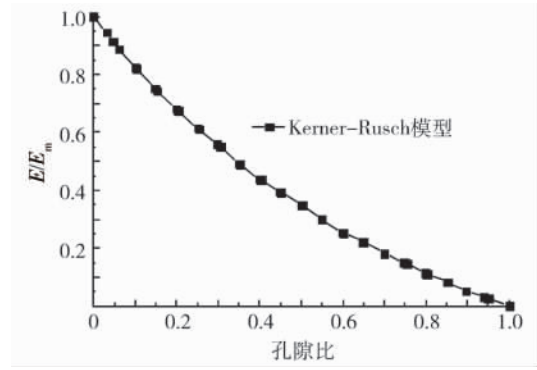


图 3 基体模量折减随孔隙率变化情况

Fig. 3 Relationship between matrix modules and porosity

个尺度.由于细观上认为组分材料仍然是均质的连续体,因此细观变量的定义仍然可以套用连续介质力学的原理.而宏观尺度上的变量实际上是细观变量的均匀化,它必须能够反映细观量平均的效应.因此如何定义宏观变量显得尤为重要.

宏观应变和宏观应力是宏细观统一分析方法中最为重要的两个宏观量.细观尺度上宏观应力与宏观应变的定义式为

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{\sigma}_{ij}(X) = \frac{1}{V} \int_{\Omega_X} \sigma_{ij}(x) dv \\ \bar{\epsilon}_{ij}(X) = \frac{1}{V} \int_{\Omega_X} \epsilon_{ij}(x) dv \end{array} \right. \quad (4)$$

其中 $\sigma_{ij}(x)$ 和 $\epsilon_{ij}(x)$ 分别是材料细观应力与细观应变, Ω_X 是 X 处 RVE 所占区域, V 是 RVE 的体积, x 是细观坐标.

因此宏观本构关系可以定义为

$$\bar{\sigma}_{ij}(X) = \bar{E}_{ijkl} \bar{\epsilon}_{kl}(X) \quad (5)$$

根据方程(5),复合材料弹性模量可定义为

$$\begin{bmatrix} \bar{\sigma}_x \\ \bar{\sigma}_y \\ \bar{\sigma}_z \\ \bar{\tau}_{yz} \\ \bar{\tau}_{xz} \\ \bar{\tau}_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\epsilon}_x \\ \bar{\epsilon}_y \\ \bar{\epsilon}_z \\ \bar{\gamma}_{yz} \\ \bar{\gamma}_{xz} \\ \bar{\gamma}_{xy} \end{bmatrix} \quad (6)$$

为了得到宏观应变以及对应的宏观应力,本文通过有限元法来实现.首先建立如图 4 所示的细观结构模型,然后施加如表 1 所示的周期性边界条件来进行求解.

表 1 中 $S(x^-, y, z)$ 、 $S(x^+, y, z)$ 分别为 x 方向坐标最小和最大的两个平面, $S(x, y^-, z)$ 、 $S(x, y^+, z)$ 分别为 y 方向坐标最小和最大的两个平面, $S(x, y, z^-)$ 、 $S(x, y, z^+)$ 分别为 z 方向坐标

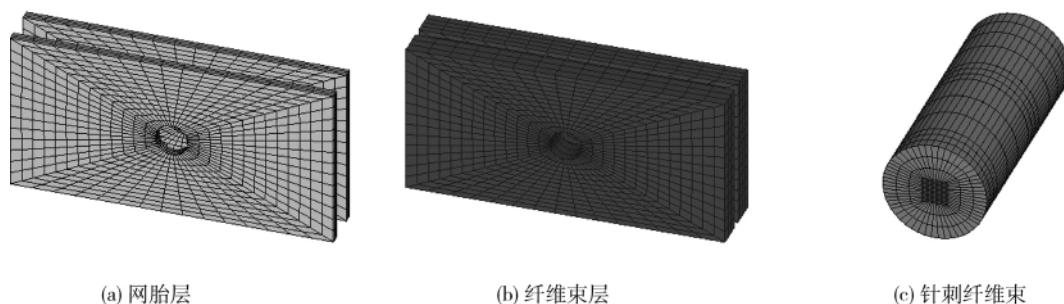


图4 细观结构模型

Fig. 4 Microstructure model of CMCs

表1 细观力学有限元法进行性能预测的边界条件

Table 1 Boundary conditions of microstructure mechanics FEM approach

编号	$S(x^-, y, z)$	$S(x^+, y, z)$	$S(x, y^-, z)$	$S(x, y^+, z)$	$S(x, y, z^-)$	$S(x, y, z^+)$
1	$u_x = 0$	$u_x = 0, 1$	$u_y = 0$	$u_y = \text{const}$	$u_z = 0$	$u_z = \text{const}$
2	$u_x = 0$	$u_x = \text{const}$	$u_y = 0$	$u_y = 0, 1$	$u_z = 0$	$u_z = \text{const}$
3	$u_x = 0$	$u_x = \text{const}$	$u_y = 0$	$u_y = \text{const}$	$u_z = 0$	$u_z = 0, 1$
4	$u_x = 0$	$u_x = \text{const}$	$u_z = 0$	$u_z = 0$	$u_y = 0$	$u_y = 0, 1$
5	$u_z = 0$	$u_z = 0$	$u_y = 0$	$u_y = \text{const}$	$u_x = 0$	$u_x = 0, 1$
6	$u_y = 0$	$u_y = 0$	$u_x = 0$	$u_x = 0, 1$	$u_z = 0$	$u_z = \text{const}$

最小和最大的两个平面. u_x, u_y, u_z 分别为 x, y, z 方向的位移约束, const 表示该平面内的位移相同. 上标-和+分别表示该坐标轴方向最小和最大的坐标值.

通过给定的边界条件计算得到应力与应变分布. 该应力应变分布就是复合材料细观应力 $\sigma_{ij}(x)$ 与细观应变 $\varepsilon_{ij}(x)$ 分布. 应用等式(4)计算 RVE 的宏观应变和宏观应力. 由于在有限元模型中无法得到应力 $\sigma_{ij}(x)$ 与应变 $\varepsilon_{ij}(x)$ 分布的解析表达式, 因此采用数值积分的方法计算 $\bar{\sigma}_{ij}$ 和 $\bar{\varepsilon}_{ij}$.

将等式(4)离散化得

$$\begin{cases} \bar{\sigma}_{ij}(\mathbf{X}) = \frac{1}{V} \int_{\Omega_X} \sigma_{ij}(x) dv = \frac{1}{V} \sum_{e=1}^{N_e} V^e \bar{\sigma}_{ij}^e \\ \bar{\varepsilon}_{ij}(\mathbf{X}) = \frac{1}{V} \int_{\Omega_X} \varepsilon_{ij}(x) dv = \frac{1}{V} \sum_{e=1}^{N_e} V^e \bar{\varepsilon}_{ij}^e \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\sigma}_x^{(1)} & \bar{\sigma}_x^{(2)} & \bar{\sigma}_x^{(3)} & \bar{\sigma}_x^{(4)} & \bar{\sigma}_x^{(5)} & \bar{\sigma}_x^{(6)} \\ \bar{\sigma}_y^{(1)} & \bar{\sigma}_y^{(2)} & \bar{\sigma}_y^{(3)} & \bar{\sigma}_y^{(4)} & \bar{\sigma}_y^{(5)} & \bar{\sigma}_y^{(6)} \\ \bar{\sigma}_z^{(1)} & \bar{\sigma}_z^{(2)} & \bar{\sigma}_z^{(3)} & \bar{\sigma}_z^{(4)} & \bar{\sigma}_z^{(5)} & \bar{\sigma}_z^{(6)} \\ \bar{\tau}_{yz}^{(1)} & \bar{\tau}_{yz}^{(2)} & \bar{\tau}_{yz}^{(3)} & \bar{\tau}_{yz}^{(4)} & \bar{\tau}_{yz}^{(5)} & \bar{\tau}_{yz}^{(6)} \\ \bar{\tau}_{xz}^{(1)} & \bar{\tau}_{xz}^{(2)} & \bar{\tau}_{xz}^{(3)} & \bar{\tau}_{xz}^{(4)} & \bar{\tau}_{xz}^{(5)} & \bar{\tau}_{xz}^{(6)} \\ \bar{\tau}_{xy}^{(1)} & \bar{\tau}_{xy}^{(2)} & \bar{\tau}_{xy}^{(3)} & \bar{\tau}_{xy}^{(4)} & \bar{\tau}_{xy}^{(5)} & \bar{\tau}_{xy}^{(6)} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\varepsilon}_x^{(1)} & \bar{\varepsilon}_x^{(2)} & \bar{\varepsilon}_x^{(3)} & \bar{\varepsilon}_x^{(4)} & \bar{\varepsilon}_x^{(5)} & \bar{\varepsilon}_x^{(6)} \\ \bar{\varepsilon}_y^{(1)} & \bar{\varepsilon}_y^{(2)} & \bar{\varepsilon}_y^{(3)} & \bar{\varepsilon}_y^{(4)} & \bar{\varepsilon}_y^{(5)} & \bar{\varepsilon}_y^{(6)} \\ \bar{\varepsilon}_z^{(1)} & \bar{\varepsilon}_z^{(2)} & \bar{\varepsilon}_z^{(3)} & \bar{\varepsilon}_z^{(4)} & \bar{\varepsilon}_z^{(5)} & \bar{\varepsilon}_z^{(6)} \\ \bar{\gamma}_{yz}^{(1)} & \bar{\gamma}_{yz}^{(2)} & \bar{\gamma}_{yz}^{(3)} & \bar{\gamma}_{yz}^{(4)} & \bar{\gamma}_{yz}^{(5)} & \bar{\gamma}_{yz}^{(6)} \\ \bar{\gamma}_{xz}^{(1)} & \bar{\gamma}_{xz}^{(2)} & \bar{\gamma}_{xz}^{(3)} & \bar{\gamma}_{xz}^{(4)} & \bar{\gamma}_{xz}^{(5)} & \bar{\gamma}_{xz}^{(6)} \\ \bar{\gamma}_{xy}^{(1)} & \bar{\gamma}_{xy}^{(2)} & \bar{\gamma}_{xy}^{(3)} & \bar{\gamma}_{xy}^{(4)} & \bar{\gamma}_{xy}^{(5)} & \bar{\gamma}_{xy}^{(6)} \end{bmatrix} \quad (8)$$

其中 e 表示单元索引号, N_e 表示单元总数, $\bar{\sigma}_{ij}^e$ 和 $\bar{\varepsilon}_{ij}^e$ 是单元 e 的平均应力和平均应变, V^e 表示单元 e 的体积.

应用等式(7)可计算出载荷编号为 $i(i=1, 2, 3, 4, 5, 6)$ 的宏观应变和宏观应力, 用下面的符号表示:

第 i 组载荷下的宏观应变

$$\bar{\varepsilon}_x^{(i)}, \bar{\varepsilon}_y^{(i)}, \bar{\varepsilon}_z^{(i)}, \bar{\gamma}_{yz}^{(i)}, \bar{\gamma}_{xz}^{(i)}, \bar{\gamma}_{xy}^{(i)}$$

第 i 组载荷下的宏观应力

$$\bar{\sigma}_x^{(i)}, \bar{\sigma}_y^{(i)}, \bar{\sigma}_z^{(i)}, \bar{\tau}_{yz}^{(i)}, \bar{\tau}_{xz}^{(i)}, \bar{\tau}_{xy}^{(i)}$$

将上述 6 组结果依次带入方程(6), 可以得到等式(8), 通过等式(8)即可计算出弹性矩阵. 再通过复合材料力学里弹性矩阵的定义即可计算出各弹性模量、切变模量和泊松比.

2 试 验

2.1 试件尺寸及显微结构

本文所用试件中的碳纤维型号为 T300-1K, 其中纤维束层中的纤维体积分数 φ_{wt} 为 60%, 由于针刺纤维束是由针刺将面内纤维束层中的纤维打断代入 z 向, 因此本文依据纤维束层中的纤维体积分数得到针刺纤维束中的纤维体积分数 φ_{rt} 为 60%. 试件尺寸如图 5 所示, 采用光学显微镜对试件的表面和侧面的典型截面进行拍照如图 6 所示, 得到细观参数 $L=2000\ \mu\text{m}$, $W=1000\ \mu\text{m}$, $H=600\ \mu\text{m}$, $R=160\ \mu\text{m}$ 和 $h=210\ \mu\text{m}$. 从而根据

图 2 的材料单胞模型几何关系得到纤维束层和针刺纤维束的总体积分数 $\varphi_{\text{t}}=70\%$, 网胎层体积分数为 $\varphi_{\text{m}}=30\%$.

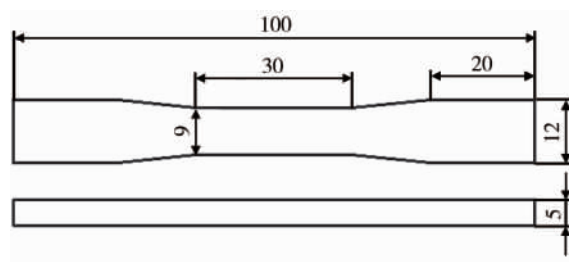


图 5 试件尺寸 (单位: mm)

Fig. 5 Specimen size (unit: mm)

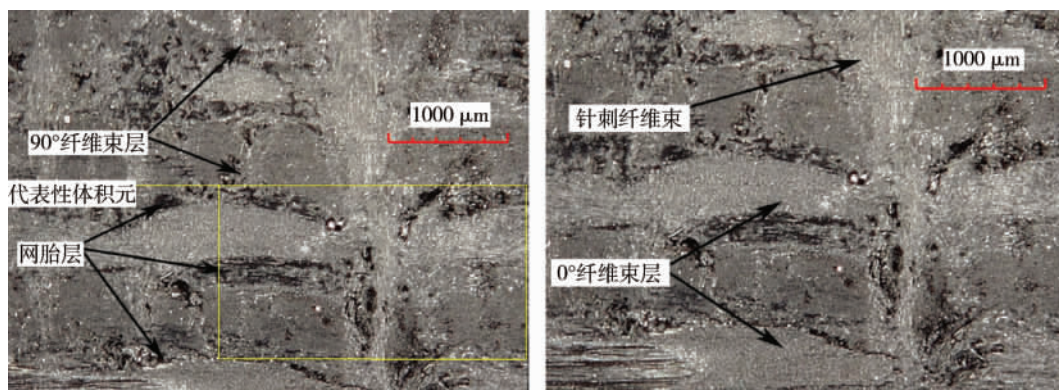


图 6 CMCs 的侧面和表面显微照片

Fig. 6 Surface and side micrograph of needled CMCs

2.2 孔隙率的测量试验

2.2.1 开孔孔隙率的测量

对开孔孔隙率的测量采用排水法.

排水法: 将试件放在 $120\ ^\circ\text{C}$ 高温下 1 h 烘干, 用分析天平测其质量 m_0 , 然后将其浸入甲醇中 24 h, 使甲醇充分浸入到样品孔隙中, 然后取出迅速用滤纸将样品外表面擦干, 测其质量为 m_w , 最后再把样品烘干, 用排水法测得样品体积 V , 则样品的开孔孔隙率 P_0 为

$$P_0 = \frac{m_w - m_0}{\rho_c V} \quad (9)$$

2.2.2 闭孔孔隙率的测量

纤维束中的闭孔孔隙率使用排水法很难进行测量, 所以本文采用密度法对材料的总孔隙率进行计算, 再通过总孔隙率计算材料的闭孔孔隙率. 总孔隙率设为 P_t [16] 可以由公式

$$P_t = 1 - \varphi_{\text{tf}} - (\rho_{\text{c/sic}} - \varphi_{\text{tf}}\rho_c)/\rho_{\text{sic}} \quad (10)$$

则闭孔孔隙率为

$$P_c = 1 - P_t \quad (11)$$

其中 φ_{tf} 为复合材料纤维体积分数, 纤维密度 $\rho_c = 1.76\ \text{g/cm}^3$ [16], 基体密度 $\rho_{\text{sic}} = 3.2\ \text{g/cm}^3$ [17]; 针刺 C/SiC 复合材料的密度可以通过前面测量得到的试件的质量和体积求出, 计算得 $\rho_{\text{c/sic}} = 2.02\ \text{g/cm}^3$.

3 算例分析

3.1 纤维束层和网胎层性能计算

本文采用的材料为 C/SiC 复合材料, 材料细观结构参数如表 2 所示, 材料的组分性能如表 3 所示 [18], 将纤维束中的孔隙率即闭孔孔隙率与纤维束之间的孔隙率即开孔孔隙率折减到相应的基体模量中, 折减形式采用袁义云推导的规律 [12] 如图 6 所示, 通过混合率公式 (11) 计算得到纤维束层和网胎层弹性常数如表 4.

3.2 单胞弹性性能预测与试验对比

根据前面建立的有限元模型和表 1 所示的边界条件, 将计算的纤维束与网胎层性能参数代入

有限元模型,使用有限元法对单胞的拉伸弹性模量进行预测,并与试验数据进行对比如图 7 所示,预测值与试验平均值如表 5 所示,误差大小为 $(58.9-57.15)/57.15=3.1\%$ 。

表 2 针刺陶瓷基复合材料细观结构参数

Table 2 Microstructural parameters of needled CMCs

参数	数值	参数	数值
试件吸水后质量 m_w/g	11.15	总孔隙率 $P_t/\%$	18
试件烘干后质量 m_0/g	10.76	闭孔孔隙率 $P_c/\%$	10.67
试件体积 V/cm^3	5.325	网胎层中孔隙率 $\%$	27
排水法开孔孔隙率 $P_0/\%$	7.33	纤维束层孔隙率 $\%$	15.2
针刺纤维束纤维体积分数 $\varphi_{ft}/\%$	60	网胎层折减系数	0.42
纤维束层中纤维体积分数 $\varphi_{wt}/\%$	60	纤维束层折减系数	0.74
复合材料纤维体积分数 $\varphi_{it}/\%$	42		

表 3 针刺陶瓷基复合材料各组分性能^[16]

Table 3 Components properties of CMCs

属性	E_1/GPa	E_2/GPa	E_3/GPa	G_{23}/GPa	G_{13}/GPa	G_{12}/GPa	μ_{23}	μ_{13}	μ_{12}
C 纤维	230	30	30	9.2	9	9	0.25	0.2	0.2
SiC 基体	350	350	350	140	140	140	0.25	0.25	0.25

表 4 纤维束层和网胎层的弹性参数

Table 4 Elastic paramaters of fiber boudles and fabrics

属性	E_1/GPa	E_2/GPa	E_3/GPa	G_{23}/GPa	G_{13}/GPa	G_{12}/GPa	μ_{23}	μ_{13}	μ_{12}
x	136.5	25.9	25.9	8.95	6.1	6.1	0.25	0.235	0.235
y	25.9	136.5	25.9	6.1	8.95	6.1	0.235	0.25	0.04
z	25.9	25.9	136.5	6.1	6.1	8.95	0.04	0.04	0.25
网胎层	13.65	13.65	13.65	5.31	5.31	5.31	0.25	0.25	0.25

表 5 单胞的性能参数

Table 5 Single cell performance parameters

	E_1/GPa	E_2/GPa	E_3/GPa	G_{23}/GPa	G_{13}/GPa	G_{12}/GPa	μ_{23}	μ_{13}	μ_{12}
计算值	58.9	58.9	16.1	7.0	3.7	3.7	0.22	0.22	0.14
试验值	57.15								

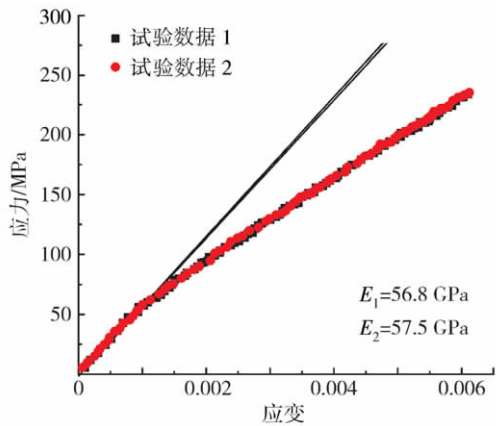


图 7 针刺陶瓷基复合材料弹性段试验数据

Fig. 7 Experimental data in the elastic period of CMCs

4 结 论

通过模型的计算结果与试验值的对比,可以得出以下结论:

- 1) 本文对于纤维束走向和单胞模型的假设是合理的,简化了有限元模型,提高了计算效率。
- 2) 本文将孔隙分为开孔和闭孔孔隙,并分别折减到相应的基体模量中,得到等效基体模量,然后对纤维束性能和单胞性能进行计算。
- 3) 本文使用有限元法能较好地预测针刺陶瓷基复合材料的弹性性能,预测结果与试验结果吻合较好。

参考文献:

- [1] 刘建军,李铁虎,郝志彪,等. 针刺炭布/网胎复合织物的组形形态及性能研究[J]. 固体火箭技术, 2005, 28(4): 299-303.
LIU Jianjun, LI Tiehu, HAO Zhibiao, et al. Investigation on morphology and property of needled carbon cloth and web composite fabric[J]. Journal of Solid Rocket Technology, 2005, 28(4): 299-303. (in Chinese)
- [2] 杨爱玉,王者辉. NOVOLTEX 碳/碳复合材料: 固体火箭发动机喷管材料的最佳选择[J]. 宇航材料工艺, 1996(6): 49-55.
YANG Aiyu, WANG Zhehui. NOVOLTEX C/C composite-solid rocket motor nozzle was the best choice of materials[J]. Aerospace Materials and Technology, 1996(6): 49-55. (in Chinese)
- [3] Ellis R A. Testing of novoltex 3-D carbon-carbon integral throat and exit cones (ITECs)[R]. AIAA-88-3361, 1988.
- [4] Moutaudon M. Novoltex textures for thermostrectural material[R]. AIAA 91-1848, 1991.
- [5] NIE Jingjiang, XU Yongdong, ZHANG Laifei, et al. Micro-structure and tensile behavior of multi-ply needled C/SiC composite fabricated by chemical vapor infiltration[J]. Journal of Mater Process Technology, 2009, 209(1): 572-576.
- [6] Christin F A. A global approach nD architectures and self-scaling matrices: from research to production[J]. International Journal of Applied Ceram Technology, 2005, 2(2): 97-104.
- [7] 刘建军,李铁虎,郝志彪,等. 针刺技术在 C/C 复合材料增强织物中的应用[J]. 宇航材料工艺, 2008(3): 8-10.
LIU Jianjun, LI Tiehu, HAO Zhibiao, et al. Application of needling technology on reinforced fabrics of C/C composite materials[J]. Aerospace Materials and Technology, 2008(3): 8-10. (in Chinese)
- [8] Krenkel W, Berndt F. C/C-SiC composites for space applications and advanced friction systems[J]. Material Science and Engineering(A), 2005, 412(1/2): 177-181.
- [9] CAI Yanzhi, FANG Shangwu, LIU Heyi. Mechanical properties of a 3D needled C/SiC composite with graphite filler[J]. Materials Science and Engineering, 2010, 527(1): 539-543.
- [10] 郭友军,聂景江,徐永东,等. 三维针刺 C/SiC 复合材料的结构特征和力学性能[J]. 硅酸盐学报, 2008, 36(2): 144-149.
GUO Youjun, NIE Jingjiang, XU Yongdong, et al. Micro-structure and mechanical properties of three-dimensional needled C/SiC composite[J]. Nitrate Journal, 2008, 36(2): 144-149. (in Chinese)
- [11] 常岩军,张克实,矫桂琼,等. 纤维束内部孔洞对 2.5D-C/SiC 复合材料弹性性能的影响研究[J]. 工程力学, 2011, 28(3): 230-239.
- CHANG Yanjun, ZHANG Keshi, JIAO Guiqiong, et al. The effect of voids in bundle on elastic properties of 2.5D-C/SiC composites[J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(3): 230-239. (in Chinese)
- [12] 袁义云. 含孔隙陶瓷基复合材料基体的力学性能和失效问题研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2008.
YUAN Yiyun. Research on matrix failure and mechanical performance of the ceramic matrix composites with pores[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2008. (in Chinese)
- [13] 袁义云,宋迎东,孙志刚. 孔隙率对多孔陶瓷材料失效强度的影响[J]. 航空动力学报, 2008, 23(9): 1623-1627.
YUAN Yiyun, SONG Yingdong, SUN Zhigang. Effect of porosity on the failure strength of porous ceramic materials[J]. Journal of Aerospace Power, 2008, 23(9): 1623-1627. (in Chinese)
- [14] 刘玲,路明坤,张博明,等. 孔隙率对碳纤维复合材料超声衰减系数和力学性能的影响[J]. 复合材料学报, 2004, 21(5): 116-121.
LIU Ling, LU Mingkun, ZHANG Boming. Effects of porosity on the ultrasonic absorption coefficient and mechanical strength of carbon/epoxy composites[J]. Acta Materialae Composite Sinica, 2004, 21(5): 116-121. (in Chinese)
- [15] 梁军,陈晓峰,杜善义. 多向编织复合材料的力学性能研究[J]. 力学进展, 1999, 29(2): 197-210.
LIANG Jun, CHEN Xiaofeng, DU Shanyi. Study of mechanical properties of multi directional braided composites[J]. Advances in Mechanics, 1999, 29(2): 197-210. (in Chinese)
- [16] 孙万昌,李贺军. 沉积温度对碳/碳复合材料密度均匀性的影响[J]. 硅酸盐学报, 2005, 33(6): 780-783.
SUN Wanchang, LI Hejun. Influence of deposition temperature on density uniformity of carbon/carbon composites[J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2005, 33(6): 780-783. (in Chinese)
- [17] 闫联生,邹武,宋麦丽. 3D C/SiC 复合材料的孔隙率与性能的关系[J]. 碳素技术, 1999(1): 11-13.
YAN Liansheng, ZOU Wu, SONG Maili. The relation between porosity and the properties of 3D C/SiC composites[J]. Carbon Techniques, 1999(1): 11-13. (in Chinese)
- [18] 许英杰,张卫红,杨军刚. 平纹机织多元多层碳化硅陶瓷基复合材料的等效弹性模量预测[J]. 航空学报, 2008, 29(5): 1350-1355.
XU Yingjie, ZHANG Weihong, YANG Jungang. Prediction of effective elastic modulus of plain weave multi-phase and multilayer silicon carbide ceramic matrix composite[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2008, 29(5): 1350-1355. (in Chinese)