2020年5月	推进技术	May 2020
第41卷 第5期	JOURNAL OF PROPULSION TECHNOLOGY	Vol.41 No.5

## SiC/TC4复合材料横向拉伸应力集中系数的 表征及试验验证<sup>\*</sup>

### 沙云东,姜卓群,骆 丽,艾思泽,栾孝驰

(沈阳航空航天大学 航空发动机学院 辽宁省航空推进系统先进测试技术重点实验室, 辽宁 沈阳 110136)

摘 要:针对纤维均匀排布的单向纤维增强复合材料在横向拉伸荷载下基体产生应力集中的问题, 提出了横向拉伸荷载下基体应力集中系数的表征方法。基于复合材料细观力学理论,通过编写程序在代 表体积元 (Representative Volume Element, RVE)模型上施加周期性边界条件,实现了单、双轴横向拉 伸荷载下基体应力集中系数的计算,并通过单向纤维增强SiC/TC4复合材料板的横向拉伸试验验证了所 建模型的有效性。利用所建模型计算不同纤维体积分数、材料组分以及温度条件下基体应力集中系数并 分析其影响规律。计算结果表明:单轴横向拉伸应力集中系数随着纤维体积分数的增加而增大,双轴横 向拉伸应力集中系数随着纤维体积分数的增加呈现出先减小后增大的趋势;在20℃~500℃区间内,单轴 横向拉伸应力集中系数最大可达2.8,双轴横向拉伸应力集中系数最大达2.4。

关键词:复合材料;应力集中;力学性能;细观力学模型;载荷

中图分类号: V257; TB331 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2020) 05-1185-08 **DOI**: 10.13675/j.cnki. tjjs. 190327

## Characterization and Experimental Verification of Transverse Tensile Stress Concentration Coefficient in SiC/TC4 Composites

SHA Yun-dong, JIANG Zhuo-qun, LUO Li, AI Si-ze, LUAN Xiao-chi

(Key Laboratory of Advanced Measurement and Test Technique for Aviation Propulsion System, Liaoning Province, School of Aero-Engine, Shenyang Aerospace University, Shenyang110136, China)

**Abstract:** For the problem of stress concentration in the matrix of unidirectional fiber reinforced composite with uniform arranged fiber under transverse tensile load, a method to characterize the stress concentration coefficient of matrix under transverse tensile load was presented. Based on the composite micro-mechanical research method, the Representative Volume Element (RVE) model is programmed to impose periodic boundary conditions, the stress concentration coefficient of matrix under single and biaxial transverse tensile load was calculated. The validity of the model was verified by the transverse tensile test of unidirectional fiber-reinforced SiC/TC4 composite plate. Based on the established model, the stress concentration coefficient fiber volume fraction, material composition and temperature was calculated and the influence of them was analyzed. The simulation results show that the uniaxial transverse tensile stress concentration coefficient increases with the increase

<sup>\*</sup> 收稿日期: 2019-05-21;修订日期: 2019-07-30。

基金项目:中航产学研创新基金 (cxy2013SH17)。

通讯作者:沙云东,博士,教授,研究领域为航空发动机结构强度、振动及噪声。E-mail: ydsha2003@vip.sina.com

引用格式: 沙云东,姜卓群,骆 丽,等. SiC/TC4复合材料横向拉伸应力集中系数的表征及试验验证[J]. 推进技术, 2020, 41 (5): 1185-1192. (SHA Yun-dong, JIANG Zhuo-qun, LUO Li, et al. Characterization and Experimental Verification of Transverse Tensile Stress Concentration Coefficient in SiC/TC4 Composites [J]. Journal of Propulsion Technology, 2020, 41(5):1185-1192.)

of fiber volume fraction, and the biaxial transverse tensile stress concentration coefficient decreases first and then increases with the increase of fiber volume fraction. In the range of 20°C~500°C, the maximum value of the uniaxial and the biaxial transverse tensile stress concentration coefficient is 2.8 and 2.4, respectively.

Key words: Composites; Stress concentration; Machanical performance; Meso-mechanical model; Load

#### 1 引 言

推重比是衡量航空发动机性能的重要指标之一。结构简化带来的性能提升已满足不了新一代航 空发动机对推重比日益增长的需求,更需要新材料 在航空发动机中的应用中有所突破。SiC/TC4复合材 料相比于纯基体材料,在沿纤维轴向上拥有更高的 比强度、比刚度、比模量,可用于制备风扇叶片、低压 涡轮轴等增强部件,广泛应用于高性能航空发动机 上<sup>[1-2]</sup>。但是,纤维在横向性能较差,使得复合材料的 横向强度不到纵向的三分之一,而在航空发动机中, 风扇叶片、低压涡轮轴等增强部件在实际应用中都 会受到横向荷载作用<sup>[3]</sup>。过大的横向荷载会使复合 材料未达到纵向设计强度时失效,影响部件的性 能<sup>[4]</sup>。因此研究横向荷载下SiC/TC4复合材料的力学 性能对其应用于航空发动机增强部件的设计制造中 具有重要意义。

将纤维增强复合材料应用于航空发动机增强部 件结构设计的前提是对其力学性能进行精准的预 测。针对 SiC/TC4 复合材料横向拉伸强度的研究较 多,文献[5]表明温度对SiC/TC4复合材料横向拉伸 强度有着显著的影响。Zahl等<sup>[6]</sup>对比分析了纤维排 列对 SiC/TC4 复合材料横向拉伸强度的影响。赵冰 等<sup>[7]</sup>分析了热处理工艺对SiC/TC4复合材料横向拉伸 强度的影响。很多试验已经证明单向复合材料在横 向荷载下的最终破坏由基体破坏所引起,但与试验 得到的横向强度相比,预报的横向强度往往会更 大<sup>[8]</sup>。周熠等<sup>[9]</sup>指出产生这种差异的原因是基体在 复合材料中的许用应力代表添加纤维后的基体强 度,即基体的场强度,而基体的原始强度是根据单一 的纯基体材料测试得到的强度。因此,简单地通过 分析纤维和基体材料的强度来预测复合材料强度偏 差会很大。而影响复合材料强度的主要原因是基体 中添加纤维后产生应力集中,找到基体应力集中系 数的影响因素及其影响规律可以提高复合材料横向 拉伸强度的预测精度。

建立有效的细观力学模型是提高基体应力集中 系数的计算精度的保证。同心圆柱体模型、桥联模 型、代表体积元模型是目前比较常用的三种细观力 学模型,其中代表体积元模型可以按需要灵活地设 定纤维的排列,同时可以设置复杂的边界条件,因此 代表体积元模型以其优越的计算精度已得到广泛的 认可<sup>[10]</sup>。黄争鸣<sup>[11]</sup>利用桥联模型计算了复合材料的 应力集中系数,但是利用代表体积元模型计算复合 材料中基体的应力集中系数的方法及其有效性的验 证尚未充分开展。

本文针对 SiC/TC4 复合材料在横向拉伸荷载下 基体中出现应力集中的问题,构建代表体积元模型, 编程实现对周期性边界条件的建立,通过 Abaqus 有 限元分析软件对其进行模拟,并对模型的准确性进 行试验验证。在此基础上,计算并分析出纤维体积 分数、纤维与基体的材料性能以及温度环境对基体 应力集中系数的影响规律,为 SiC/TC4 复合材料在航 空发动机部件中的应用打下基础。

#### 2 理论方法

#### 2.1 复合材料细观力学理论

细观力学考虑了复合材料的不均匀性,在很小的尺度内进行分析,将实际不均匀的材料用等效均匀介质代替,因此研究其力学性能时,只需利用代表体积元(RVE)来代表总体。RVE单元的表示形式有很多,既可以由一个单胞组成,也可以由多个单胞或单胞的其中一部分组成。本文以单向纤维均匀排列的SiC/TC4复合材料为研究对象,其代表体积元拥有完全相同的力学性能、纤维含量及其排列方式。纤维的排列方式决定了RVE模型建立的方式,本文在计算SiC/TC4复合材料的横向拉伸应力集中系数时以四边形排列RVE模型为研究对象,如图1所示。

由于复合材料可以由 RVE 单元周期性排列构成



Fig. 1 RVE model with quadrilateral arrangement

的,当其受到外荷载时,复合材料与RVE具有相似的 应力、应变场,因此利用一个RVE的应力、应变场代 表复合材料体的细观应力、应变场<sup>[12]</sup>。

#### 2.2 基体的应力集中系数

在外荷载作用下,带圆孔的平板会在圆孔附近 出现应力集中的现象,受面内单向拉伸荷载作用下 的经典应力集中系数为3,如图2所示。当圆孔被纤 维填充后,由于基体与纤维的弹性模量不同,在相同 拉伸荷载下的形变量不同,基体与开孔板一样,也会 出现应力集中的现象,如图3所示。



Fig. 2 Stress concentration produced by the perforated plate



Fig. 3 Stress concentration of the plate after filling fiber

经典应力集中系数的定义为圆孔附近最大应力 与外加应力的比值,但是这种方式并不适用于复合 材料中基体应力集中系数的计算,这是因为如果纤 维和基体界面出现裂纹,经典方法给出的应力集中 系数将为无穷大,在裂纹出基体的应力场奇异,进而 得到基体场强度为0的结论。所以基体中的应力集 中系数就只能基于平均应力计算,即应力平均只能 是相对于基域中的直线段进行。

基体应力集中发生的位置应是对应外荷载作用 下的破坏发生处。在横向拉伸荷载下,破坏面的外 法线方向与外荷载一致,如图4所示。

横向拉伸荷载下基体的应力集中系数可由破坏 面外法线上的平均应力除以外加应力得到,即

$$K = \frac{\sigma_{\rm f}}{\sigma} \tag{1}$$

式中 $\bar{\sigma}_{\rm f}$ 为破坏面上最短外法线上的平均应力, $\sigma$ 



Fig.4 Schematic diagram of average line of transverse tensile stress

为外加应力, K为横向拉伸荷载下基体的应力集中系数。基于 RVE 模型的有限元计算, 提取破坏面上最短外法线上每个节点的应力后, 可得到横向拉伸荷载下破坏面上最短外法线上的平均应力, 通过式(1)可得到复合材料横向拉伸荷载下基体的应力集中系数。

由材料力学不难得知,应力集中的存在对单向 复合材料的弹性模量几乎没有影响。但是要得到复 合材料的强度,不仅要知道纤维和基体的弹性性能, 同时还要知道纤维和基体的强度。因此,基体中的 应力集中现象就会对复合材料强度产生很大的影 响,由于复合材料的横向拉伸强度是由基体强度决 定的,复合材料的横向拉伸强度所受影响就更加明 显。如果在预测复合材料的横向拉伸强度时只考虑 纤维和基体的强度而不计入应力集中系数时,预测 结果将会产生很大的误差。因此要更加精确地预测 复合材料的强度,就必须计入应力集中系数,应力集 中系数计入后复合材料横向拉伸强度为

$$\sigma_{u,t} = \frac{\sigma_{u,t}^{m}}{K}$$
(2)

其中 $\sigma_{u,t}$ 为复合材料横向拉伸强度, $\sigma_{u,t}^{m}$ 为复合 材料中基体的横向拉伸强度,其中,上标"m"代表基 体(Matrix),下标"u"表示极限值(Ultimate),下标"t" 则表示拉伸(Tension)。

#### 2.3 周期性边界条件

RVE模型以其优越的预测精度得到了广泛的认可。然而,边界条件施加的合理性也对预测精度有着非常大的影响。Sun等<sup>[13]</sup>研究表明,对复合材料的 RVE模型施加均匀应变边界条件会使模型出现过度 约束的情况。Hori等<sup>[14]</sup>研究表明,在RVE模型上施 加这种条件会使其应力连续性得不到保证,从而导 致计算结果并不十分精确。Hollister等<sup>[15]</sup>,Xia等<sup>[16]</sup>, 张超等<sup>[17]</sup>,Tang等<sup>[18]</sup>和李庆等<sup>[19]</sup>将周期性边界条件 应用于不同的RVE模型中,结果表明在不同RVE模 型上施加周期性边界条件均可以使预测结果有良好 的精确度。

研究表明,要使 RVE 模型同时具有应力连续性 和位移连续性,就要对其施加周期性边界条件。因此,周期性边界条件应同时满足位移连续条件和应 力连续条件<sup>[20]</sup>。

如Suquet<sup>[21]</sup>所述,RVE模型在周期性边界条件下的位移场为

$$u_i = \bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ik} \boldsymbol{x}_k + \boldsymbol{u}_i^* \tag{3}$$

式中 $\bar{\varepsilon}_{ik}x_k$ 为与 $x_k$ 成正比的位移场,表现出其具 有周期均匀性; $\bar{\varepsilon}_{ik}$ 代表了RVE单元整体的平均应变;  $u_i^*$ 是RVE单元整体的位移改变量。

对于如图1所示的模型,在其中一对边界面的相 对位移为

$$u_i^{j+} = \bar{\varepsilon}_{ik} \Delta x_k^{j+} + u_i^* \tag{4}$$

$$u_i^{j-} = \bar{\varepsilon}_{ik} \Delta x_k^{j-} + u_i^* \tag{5}$$

式中j<sup>+</sup>和j<sup>-</sup>分别表示沿X<sub>i</sub>轴的正方向与负方向。

由式(4),(5)可知,RVE模型其中一对边界面的 相对位移差为

$$u_i^{j+} - u_i^j = \overline{\varepsilon}_{ik} \Delta x_k^j \tag{6}$$

对于任意六面体 RVE 模型,统一的周期性边界条件为

$$u_{i}^{j+}(x,y,z) - u_{i}^{j-}(x,y,z) = c_{i}^{j}$$
<sup>(7)</sup>

由于式(7)并不含 RVE 全局周期性位移修正量 u<sup>\*</sup>,可以在有限元中通过对节点施加约束来实现。



Fig. 5 Two-dimensional geometric representation of RVE

图 5为 RVE 的一个外表面,正方形的边长为L, 坐标原点为点A,B和D在 x 轴和 y 轴上,则对应边的 边界条件为

$$u(x,L) = u(x,0) + (u_D - u_A)$$
(8)

$$u(L,y) = u(0,y) + (u_B - u_A)$$
(9)

式中 $u_A$ , $u_B$ , $u_D$ 为顶点A,B,D的变形量。如果用  $l_1$ , $l_2$ , $l_3$ , $l_4$ 表示 RVE 中x = 0,x = L,y = 0,y = L时的 边界, 用 $u_L$ 表示 RVE 边界 $l_i$ 上点的变形量,则式(8) 和(9)可写为

$$u_{l_4} = u_{l_3} + \left( u_D - u_A \right) \tag{10}$$

$$u_{l_2} = u_{l_1} + \left( u_B - u_A \right) \tag{11}$$

RVE单元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单元之间是连续传递的,应力连续边界条件在周期性RVE单元施加位移 连续边界条件时会同时成立<sup>[22]</sup>。

#### 3 数值仿真与试验验证

#### 3.1 模型建立

在计算单、双轴横向拉伸荷载的应力集中系数时,以SiC/TC4复合材料为研究对象,其中SiC为纤维材料,TC4为基体材料,纤维体含量为40%,其性能参数如表1所示。

Table 1 Material parameters of fiber and matrix

Material	Modulus of elasticity E/GPa	Poisson's ratio $\mu$
SiC	400	0.17
TC4	110	0.30

本节以四边形排列的代表体积元(RVE)模型为研究对象,建立SiC/TC4复合材料的四边形 RVE模型。只有 RVE模型边界上的网格相互对应,周期性边界条件才能正确施加,因此要把 RVE模型划分成周期性网格。RVE模型的网格划分如图6所示。



Fig. 6 Mesh generation of RVE model

根据式(10),(11),通过 Python 语言编写周期性 边界条件程序,运行程序后可以实现对 RVE 模型中 节点的识别、分类,最后经过不断地匹配网格节点, 使约束方程施加在对应节点,最终完成对模型中所 有节点的约束,节点约束的模型如图7所示。

在 RVE 模型上分别施加单轴横向拉伸荷载与双 轴横向拉伸荷载进行求解计算,在施加荷载的边界 上进行位移约束以消除刚体位移,提取各节点的应



Fig. 7 Node constraints for the RVE model

力值,最后利用式(1)得到基体的应力集中系数。

#### 3.2 计算结果与分析

纤维体积分数为40%时,RVE模型计算结果如 图 8 所示。图 8(a),图 8(b)分别为单、双轴横向拉伸 载荷作用下,单向纤维均匀排列的 SiC/TC4 复合材料 四边形模型的应力与位移云图。

分析图 8 中的 RVE 模型在单轴拉伸与双轴拉伸 载荷下的应力与位移云图可知:四边形 RVE 模型在 横向拉伸载荷作用下的形变与应力协调性一致。基 体是横向拉伸荷载作用下的主要受力部分,沿横向 的形变量变化是不均匀的,这是由于纤维与基体的 弹性模量不同引起的,可以看到无论是单轴横向拉 伸荷载还是双轴横向拉伸荷载,基体所受应力都集 中在纤维边界与 RVE 边界距离较小,且方向与拉伸 方向相近的区域内,但是由于双轴荷载下 RVE 模型 中的应力场是由沿两个加载方向的应力叠加形成 的,会在两个作用面上同时出现应力集中的现象。 但由于两个方向的荷载相互作用,双轴横向荷载下 基体的应力集中系数小于单轴荷载下基体的应力集 中系数,且双轴横向拉伸荷载下应力更多的集中在 靠近纤维的区域。

提取应力积分线上所有节点的应力值,利用式 (1)计算得到纤维体积分数为40%时,单轴横向拉伸 应力集中系数为1.687,双轴横向拉伸应力集中系数 为1.422。

#### 3.3 试验验证

为了验证本文所建模型的有效性,针对本文所 研究的内容进行了SiC/TC4增强复合材料板拉伸强 度测试试验。材料属性如表1所示试验件外形及尺 寸如图9所示。其中长为173mm,宽为24.3mm,厚度 为3.4mm。

以 ASTM D 3039/D 3039 "聚合物基复合材料拉 伸性能标准试验方法"为标准进行 SiC/TC4 增强复合 材料板拉伸强度测试试验,通过试验机对 SiC/TC4 增 强复合材料板施加拉伸荷载,图 10 为试验件的拉伸 状态。

将应变片置于试验件的中间位置以测量试验件 的横应变,通过试验机不断增大对试验件地拉伸荷 载,直至试验件发生破坏,试验件在拉伸过程中的应



(b) Biaxial tensile

Fig. 8 Stress and displacement nephograms of the RVE model under uniaxial and biaxial transverse tensile loads (mm)

变数据是通过数据采集器得到的。

Fiber

横向拉伸试验所获得的应力-应变曲线,如图11 所示。



Matrix Layer angle: 0°











分析应力应变曲线可知,当横向拉伸荷载较小时,复合材料各组分所受应力均低各自的极限应力, SiC/TC4复合材料处于线弹性阶段。随着横向拉伸荷载的增加,当荷载为418MPa,基体失效,由应力应变曲线在线弹性阶段的斜率基本不变可知,试验件在横向拉伸荷载下本质上是TC4基体承受荷载。

试验结果与预测结果如表2所示。一般情况下,

TC4的拉伸强度为950MPa,如果在预测横向拉伸强度时不计入应力集中系数,则预测结果与试验结果的误差为127%,而计入应力集中系数后,利用Eshelby模型计算得到的SiC/TC4复合材料横向拉伸强度预测结果为619MPa,与试验值的误差为48%,利用RVE模型计算得到的SiC/TC4复合材料横向拉伸强度预测结果为563MPa,与试验值的误差为35%,对比分析不同预测结果可以发现,计入应力集中系数可使SiC/TC4复合材料横向拉伸强度预测结果可以发现,计入应力集中系数可使SiC/TC4复合材料横向拉伸强度预测结果有着更高的准确性。但是由于影响试验结果的因素较多,如材料中基体与纤维的接触存在死角,基体中存在的空隙等。而模型建立与仿真计算是在理想条件下进行的,具有一定的局限性,使得强度测试结果与预测结果有一定偏差。

#### 3.4 集中系数的影响因素分析

3.4.1 纤维体积分数的影响分析

为研究纤维体积分数对横向拉伸作用下基体应 力几种系数的影响,选取的纤维、基体材料与上节相 同。在RVE模型上分别施加单轴横向拉伸荷载与双 轴横向拉伸荷载进行求解计算,最后利用式(1)得到 不同纤维体积分数下基体的应力集中系数。



不同纤维体积分数的应力集中系数如图 12 所示,在单轴横向拉伸荷载作用下,随着纤维体积分数的增加,基体的横向拉伸应力集中系数呈现出上升

Table 2	Calculation results and t	test values of trans	sverse tensile strength	of SiC/TC4 com	posites

Item	Transverse tensile strength $\sigma_{\scriptscriptstyle \rm u,l}/{ m MPa}$	Pretest results error/%
Text value	418	-
Predicted results without stress concentration coefficient	950	127
Predicted results with stress concentration coefficient by Eshelby model	619	48
Predicted results with stress concentration factor by RVE model	563	35

趋势,纤维体积分数为20%的代表体积元基体所受 到的横向拉伸应力集中系数最小,因此,在其它参数 满足工况的条件下,降低纤维体积分数有利于增强 基体对单轴横向拉伸的承载能力。双轴横向拉伸荷 载下随着纤维体积分数的增加,基体的应力集中系 数先缓慢减小后迅速增大,在纤维体积分数为35% 处达到最小值,因此,纤维体积分数为35% 左右的复 合材料承受双轴横向拉伸荷载能力较好。

3.4.2 材料组分的影响分析

在计算材料组分对横向拉伸作用下基体应力集 中系数的影响时,选取的纤维材料和基体材料的种 类如表3所示<sup>[5,23-24]</sup>。纤维体积分数为47%。

# Table 3 Material parameters of several different components<sup>[5,23-24]</sup>

Parameter	SiC/TC4	B/Al	E-glass/ LY556	E-glass/ MY750	S2-glass/ epoxy
E <sup>f</sup> /GPa	400.00	379.3	80.00	74.00	87.00
E <sup>m</sup> /GPa	110.00	68.3	3.35	3.35	3.20
$\mu^{ m f}$	0.17	0.1	0.20	0.20	0.20
$\mu^{ ext{m}}$	0.30	0.3	0.35	0.35	0.35

分别对不同材料组分的 RVE 模型施加相同的单 轴横向拉伸荷载与双轴横向拉伸荷载进行计算,得 出的结果如图 13 所示。



在表3与图13中可以看到,选取不同材料属性的纤维和基体后得到的应力集中系数也会有所不同,纤维和基体的弹性模量相差越大,基体所受的应力集中系数越大。相较于双轴拉伸荷载,单轴拉伸荷载下这种差异更为明显。这是由于当RVE模型受到荷载后,基体与纤维会产生不同的形变量,两种组分材料之间弹性模量差异越大,引起基体中的应力集中系数就越高,所以在实际应用中,选择弹性模量

差异较小的纤维基体材料有利于降低基体的横向拉 伸应力集中系数。

#### 3.4.3 温度的影响分析

航空发动机在工作状态下,扇叶片、低压涡轮轴 等增强部件往往处于高温环境,由于纤维和基体受 热后形变量不同,RVE模型中会因此存在热应力,基 体的应力集中就会发生变化,所以温度条件对基体 在横向拉伸荷载下的应力集中系数的影响是直接 的。分别计算出体积分数为47%的SiC/TC4增强复 合材料在50℃~500℃条件下基体横向拉伸荷载的应 力集中系数,所得结果如图14所示。

从图 14 中可以看到,温度对基体在横向拉伸荷 载的应力集中系数有着直接的影响,随着温度的升 高,基体的应力集中系数也随之增大,在 500℃时达 到最大值 2.8。双轴横向拉伸荷载下基体的应力集中 系数均小于同一温度单轴横向拉伸荷载下基体的应 力集中系数,基体的应力集中系数也随着温度的升 高而增加,最大值为 2.4。



Fig. 14 Effect of temperature on stress concentration coefficient

#### 4 结 论

通过本文研究,得到如下结论:

(1)以单向纤维均匀排列的 SiC/TC4 复合材料结构为研究对象,提出了横向拉伸荷载下基体应力集中系数的表达式,实现了单、双轴横向拉伸荷载下基体应力集中系数的计算。当纤维体积分数为 40%时,单轴横向拉伸应力集中系数为 1.687,双轴横向拉伸应力集中系数为 1.422。

(2)利用 RVE 模型计算得到的 SiC/TC4 复合材料 横向拉伸强度预测结果为 563MPa,对比分析不同预 测结果可以发现,计入应力集中系数可使 SiC/TC4 复 合材料横向拉伸强度预测精度大幅提高,而利用 RVE模型计算得到的 SiC/TC4 复合材料横向拉伸强度 预测结果有着更高的准确性,验证了计算模型的有效性。

(3)分析表明:随着复合材料中纤维体积分数的 增加,基体单轴横向拉伸应力集中系数随之增大,双 轴横向拉伸应力集中系数呈现先减小后增大的趋势。 纤维与基体弹性模量比值越大,基体中单、双轴横向 拉伸应力集中系数越大。随着环境温度的升高,基体 单、双轴横向拉伸应力集中系数都随之增大。

致 谢:感谢中航产学研创新基金的资助。

#### 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.
- [2] 王玉敏,张国兴,张 旭,等.连续SiC纤维增强钛基 复合材料研究进展[J].金属学报,2016,52(10): 1153-1170.
- [3] Aghdam M M, Pavier M J, Smith D J. Micro-Mechanics of Off-Axis Loading of Metal Matrix Composites Using Finite Element Analysis[J]. International Journal of Solids & Structures, 2001, 38(22): 3905-3925.
- [4] Hu S. The Transverse Failure of a Single-Fiber Metal-Matrix Composite: Experiment and Modeling [J]. Composites Science and Technology, 1996, 56(6): 667-676.
- [5] Akser E O, Choy K L. Finite Element Analysis of the Stress Distribution in a Thermally and Transversely Loaded Ti-6Al-4V/SiC Fiber Composite [J]. Composites Part A, 2001, 32(2): 243-251.
- [6] Zahl D B, Schmauder, S. Transverse Strength of Continuous Fiber Metal Matrix Composites [J]. Computational Materials Science, 1994, 3(2): 293-299.
- [7] 赵 冰,姜 波,高志勇,等.连续SiC纤维增强钛基
   复合材料横向强度分析[J].稀有金属,2013,37(3): 372-377.
- [8] Soden P D, Hinton M J, Kaddour A S. Lamina Properties, Lay-Up Configurations and Loading Conditions for a Range of Fiber-Reinforced Composite Laminates [J]. Composites Science and Technology, 1998, 58(7):1011-1022.
- [9] 周 熠,黄争鸣.考虑含界面裂纹应力集中系数的复合材料强度计算[J].航空工程进展,2017,(2).
- [10] 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.
- [11] 黄争鸣.根据原始纤维和基体性能预报复合材料破坏 与强度[C].西安:中国力学学会、西安交通大学2013 年中国力学大会,2013.

- [12] 刘文博,张洪涛,王荣国,等.用有限元法对CF/
   PPEK热塑性复合材料等效模量计算[J].哈尔滨工业
   大学学报,2006,38(4):535-537.
- [13] 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.
- [14] 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.
- [15] 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.
- [16] Xia Z, Chen Y, Ellyin F. A Meso/Micro-Mechanical Model for Damage Progression in Glass Fiber/Epoxy Cross-Ply Laminates by Finite-Element Analysis [J]. Composites Science and Technology, 2000, 60(8): 1171-1179.
- [17] 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.
- [18] 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.
- [19] 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.
- [20] 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.
- [21] Suquet P. Elements of Homogenization Theory for Inelastic Solid Mechanics [C]. Berlin: Homogenization Techniques for Composite Media, 1987: 194-275.
- [22] 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.
- [23] Kaddour A, Hinton M. Input Data for Test Cases Used in Benchmarking Triaxial Failure Theories of Composites
   [J]. Journal of Composite Materials, 2012, 46(19-20): 2295-2312.
- [24] Kaddour A, Hinton M, Smith P, et al. Mechanical Properties and Details of Composite Laminates for the Test Cases Used in the Third World-Wide Failure Exercise
  [J]. Journal of Composite Materials, 2013, 47(20-21): 2427-2442.