

引用格式:王海润,郝自清,刘刘,等. SiC/SiC 陶瓷基复合材料面内剪切模量测试方法[J]. 航空材料学报, 2025, 45(2): 91-101.
WANG Hairun, HAO Ziqing, LIU Liu, et al. In-plane shear mechanical properties of SiC/SiC ceramic matrix composites
Study of test methods[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2025, 45(2): 91-101.

SiC/SiC 陶瓷基复合材料面内剪切模量测试方法

王海润¹, 郝自清¹, 刘刘¹, 王雅娜^{2*}

(1. 北京理工大学宇航学院, 北京 100081; 2. 中国航发北京航空材料研究院 陶瓷基复合材料研究所, 北京 100095)

摘要: 陶瓷基复合材料 (ceramic matrix composites, CMC) 作为一种优异的高温结构材料, 在航空发动机领域得到了广泛应用。目前, 依据 GJB 10311—2021 的双切口面内剪切实验方法存在明显局限性: 切口位置处的应力集中效应导致标距区平均剪切应力计算结果偏高, 使得面内剪切模量测试结果与 V 形缺口剪切实验偏差可达 30%。为此, 本工作将数字图像相关方法 (DIC) 与双切口剪切实验相结合, 开发一种面内剪切力学性能测试的新方法。为消除切口处应力集中的影响, 提出采用有限元模型修正技术 (finite element model updating, FEMU), 利用 DIC 实测标距区内面内平均剪切应变与数值计算应变之间的方差构造目标函数, 迭代获得材料的面内剪切模量。为便于工程应用, 通过优化试样切口深度, 实现单次实验即可获得材料的面内剪切模量和面内剪切强度, 并采用 SiC/SiC 正交层合陶瓷基复合材料进一步验证了该实验方法的可行性和测试结果的可靠性。结果表明: 该实验方法可同时准确测定陶瓷基复合材料的面内剪切模量和强度, 测试结果与 V 形缺口实验结果偏差小于 5%。相较 V 形缺口剪切实验, 该方法实验工装和试样尺寸更小, 更适用于高温面内剪切实验。SiC/SiC 复合材料面内剪切应力-应变存在典型的屈服点, 且屈服后剪切行为表现出典型的线性应变强化特征。

关键词: 陶瓷基复合材料; 双切口剪切实验方法; 数字图像相关方法; 有限元模型修正; 面内剪切模量

doi: 10.11868/j.issn.1005-5053.2024.000159

中图分类号: V250.2

文献标识码: A

文章编号: 1005-5053(2025)02-0091-11

In-plane shear mechanical properties of SiC/SiC ceramic matrix composites Study of test methods

WANG Hairun¹, HAO Ziqing¹, LIU Liu¹, WANG Yana^{2*}

(1. School of Astronautics, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China; 2. Division of Ceramic Matrix Composites, AECC Beijing Institute of Aeronautical Materials, Beijing 100095, China)

Abstract: Ceramic matrix composites (CMCs), as outstanding high-temperature structural materials, have found extensive application in aero engines. Consequently, it is crucial to conduct research on high-temperature mechanical property test methods and ascertain these properties to broaden CMC applications in the aerospace sector. The double-in-plane shear test scheme recommended by the national military standard GJB 10311—2021 often results in high calculated average shear stress in the gauge area due to stress concentration at the incision, leading to significant deviations between in-plane shear modulus test results and those of the V-notch shear test. To address this, a novel in-plane shear mechanical property test method has been developed by integrating the digital image correlation method (DIC) with the double-incision shear test. Compared to the V-notch shear test, this method boasts a smaller test fixture and specimen size, making it more suitable for high-temperature in-plane shear testing. To mitigate the impact of stress concentration at the incision, finite element model updating (FEMU) is proposed, constructing an objective function based on the variance between the average in-plane shear strain and numerically calculated strain in the DIC-measured gauge area. This allows for iterative determination of the material's in-plane shear modulus. For engineering application convenience, the material's in-plane shear modulus and strength can be obtained by varying the specimen's incision depth during

testing. The feasibility of this test method and the reliability of its results are further validated using SiC/SiC orthogonal laminated ceramic matrix composites. Results indicate that the proposed experimental method can simultaneously determine the in-plane shear modulus and strength of CMCs. The SiC/SiC ceramic matrix composites exhibit typical yield points in their in-plane shear stress-strain behavior, with post-yield shear behavior characterized by linear strain strengthening.

Key words: ceramic matrix composites; double-incision shear test method; digital image correlation methods; finite element model correction; in-plane shear modulus

陶瓷基复合材料 (ceramic matrix composites, CMC) 被认为是一种优异的高温结构材料, 是最重要的高温结构材料之一^[1-4]。历经 40 年的发展, 陶瓷基复合材料在航空航天等领域具有广泛的工程应用价值。在航空发动机研究领域, 最新一代涡扇发动机的涡轮前温度预计超过 1900 °C^[5-9], 已经高于高温合金的耐温能力, 采用陶瓷基复合材料提高航空发动机热端部件的耐温水平成为必要措施。同时, 碳化硅纤维和碳化硅陶瓷基体之间的热膨胀系数匹配, 热导率相近, 热应力水平低, 因此热变形产生的微裂纹较少, 有利于延长材料的使用寿命^[10]。基于上述优异的性能, SiC/SiC 陶瓷基复合材料作为高温结构材料得到了广泛关注。因此, 深入研究高温力学性能测试方法, 准确而系统地获取 SiC/SiC 陶瓷基复合材料高温力学性能对于拓展其在空天领域的应用至关重要。

SiC/SiC 陶瓷基复合材料力学性能的相关研究工作主要集中在轴向拉伸方面。蒙怡等^[11]以 2D SiC/SiC、2.5D C/SiC 与 SiC/SiC 拉伸试样为研究对象, 通过常温拉伸实验对比了数字图像相关 (DIC)、引伸计、应变片 3 种应变测量方式的测量结果, 得出采用 DIC 及标距大于 10 mm 的引伸计测量可以更准确地测量材料拉伸变形的结论。刘武刚等^[12]基于声发射信号和计算机断层扫描成像技术, 开展了不同工艺的陶瓷基高温复合材料在拉伸载荷下的内部损伤状态分析, 发现在相同的加载条件下, 不同工艺陶瓷基高温复合材料试件产生不同的损伤类型, 并确定了纤维和基体的损伤频率特征。杜金康等^[13]在室温、800、1000 °C 和 1200 °C 环境下开展了二维编织 SiC/SiC 复合材料的拉伸实验。结果表明在 800~1200 °C, 二维编织 SiC/SiC 复合材料的拉伸应力-应变响应具有明显的双线性特征, 并且实验温度主要影响材料中纤维与基体的结合状态和 SiC 纤维的强度。

在实际应用中, SiC/SiC 陶瓷基复合材料常常面临复杂的应力状态, 尤其是在高温环境下, 剪切应力不可忽视。陶瓷基复合材料的剪切性能是复

合材料在结构设计、寿命估算、质量控制、材料对比和材料开发及应用中必要的性能之一。然而, 现有的研究大多集中于材料的拉伸性能, 而对剪切性能的研究相对较少, 主要原因是高温条件下剪切性能测试困难, 对于复合材料而言, 其测试难度更为显著^[14-16]。因此, 开展系统的内面剪切力学性能研究, 发展和优化完善相应的实验方法显得尤为重要。现有的研究成果表明, SiC/SiC 陶瓷基复合材料的剪切损伤失效机制主要包括基体开裂、分层、界面脱粘、纤维束的断裂和拔出等^[17-23]。冯宇琦等^[24]建立平纹陶瓷基复合材料内面剪切解析模型, 考虑了剪切模量的退化及界面脱黏的影响, 有效反映了材料的细观剪切损伤机理。但该模型复杂, 参数多, 不利于工程应用。

为进一步补充和完善 SiC/SiC 陶瓷基复合材料力学性能体系, 满足 SiC/SiC 陶瓷基复合材料内面剪切行为的表征需求, 本工作在 GJB 10311—2021 推荐的双切口剪切实验方案基础上, 开发了一种陶瓷基复合材料内面剪切力学性能测试新方法。将数字图像相关方法 (DIC) 与双切口剪切实验相结合, 采用有限元模型修正方法, 利用 DIC 实测标距区内内面平均剪切应变与数值计算应变之间的方差构造目标函数, 迭代修正有限元模型中的待定剪切模量, 直至实现目标函数最小化, 且剪切模量不再变化。将 DIC 用于双切口剪切实验, 可同时测定材料剪切模量和强度两个力学性能参数。

为了便于工程应用, 简化实验分析过程, 进而通过调整试样切口深度, 消除切口处应力集中效应对标距区平均应力的影响, 建立标距区内内面剪切应力与载荷和试样几何尺寸的显式表达式, 实现通过双切口实验直接同时测定材料内面剪切模量和强度。最后, 采用改进后的双切口试样, 进行 SiC/SiC 正交层合陶瓷基复合材料内面剪切实验, 将实验结果与 ASTM D5379/D5379M-19^[25]推荐的 V 形缺口实验结果进行比较, 验证本工作改进后实验方法的可行性和测试结果的可靠性。

1 实验材料与方法

1.1 实验材料及试样

实验材料选取碳化硅纤维增强碳化硅陶瓷基复合材料, 该材料由 10 层 [0/90] 正交铺设的单层板铺叠而成, 层合板总厚度约为 2.5 mm。实验材料采用预浸料-熔渗工艺, 材料密度约为 2.2 g/cm³。面内剪切双切口试样采用 GJB 10311—2021 试验标准推荐的试样形式, 试样形状为矩形, 由于

SiC/SiC 陶瓷基复合材料具有各向异性, 采用材料坐标系来表示材料的应力状态, 定义图 1 中的 0°方向为材料 1 方向, 90°方向为材料 2 方向, 在材料 1-2 面内设有双切口, 试样具体形状和尺寸如图 1 和表 1 所示。图 1(a)为面内剪切双切口试样几何形状示意图, 图 1(b)为采用 ASTM D5379标准推荐的 V 形缺口试样图。图 1(c)为喷涂散斑后的试样照片。表 1 和表 2 分别为面内剪切双切口试样和 V 形缺口试样的几何尺寸及公差。

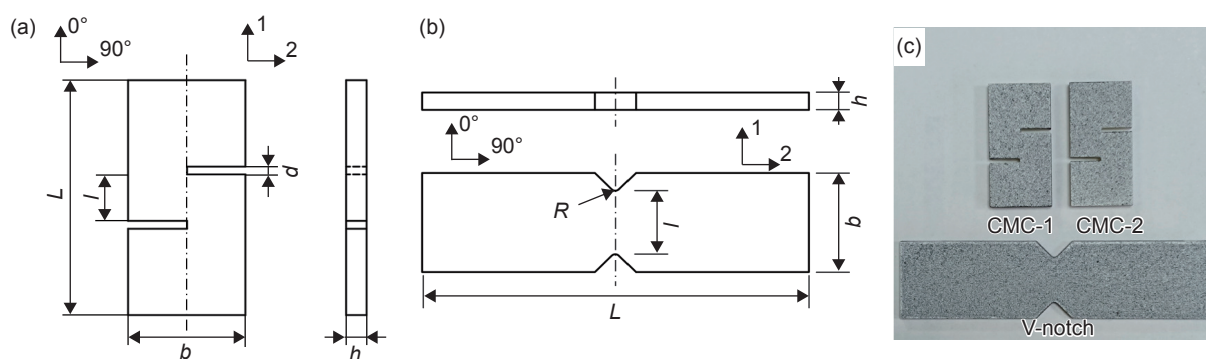


图 1 面内剪切试样 (a)双切口试样几何形状; (b)V 形缺口试样几何形状; (c)喷涂散斑后的试样

Fig. 1 In-plane shear specimen (a)double-incision specimen geometric size; (b)V-notch specimen geometric size; (c)spraying speckle

1.2 单向层合板面内剪切实验

面内剪切实验采用实验设备为 MTS 810 液压伺服疲劳力学试验机, 双切口和 V 形缺口实验采用

表 1 面内剪切双切口试样尺寸

Table 1 Size of in-plane shear double-incision specimens

Parameter	Size/mm	Tolerance/mm
L	30.0	± 0.1
l	6.0	± 0.1
b	15.0	$+ 0.1$
d	1.0	± 0.05
h	2.5	± 0.1

表 2 V 形缺口试样尺寸

Table 2 Size of V-notch specimens

Parameter	Size/mm	Tolerance/mm
L	76.0	± 0.1
l	11.0	± 0.1
b	19.0	± 0.1
R	1.3	± 0.01
h	2.5	± 0.1

的加载形式如图 2 所示。实验采用位移控制, 加载速率为 0.5 mm/min。为了获得实验过程中试样表面变形情况, 搭建如图 3 所示的二维数字图像相关 (2D-DIC) 测试系统。该系统由单目相机、镜头、照明灯和三脚架共同组成, 相机的焦距为 135 mm, 光圈范围 5.6~32。将 1 台分辨率为 4096 pixel×3000 pixel 的 CCD 相机安装在三脚架的云台上, 并将 LED 光源均匀地照射到试样表面, 通过云台定位相机获得所需的视场 (FOV) 和图像感兴趣区域 (region of interest, ROI), 并调整镜头的焦距和光圈, 打开相机并设定帧率为 5 帧/秒。实验中相机镜头前端与试样表面之间的距离约为 80 mm。实验变形数据采集频率为 5 Hz。图像采集的同时记录实验机载荷大小直至实验结束, 为了保证后续处理数据时 DIC 图像能与试验机载荷一一对应, 要求 DIC 图像采集和试验机加载同步。

实验中采用 VIC-2D 软件获得试样表面位移场和应变场数据。双切口实验中对试样表面变形图像进行相关分析时, 图像分辨率为 0.02 mm/pixel, 采用的子区尺寸为 0.49 mm², 如图 4 中黄色框线所示。步长为 7 pixel, 平滑因子为 15, 每张图像 ROI 区域内共得到 3367 个应变数据。

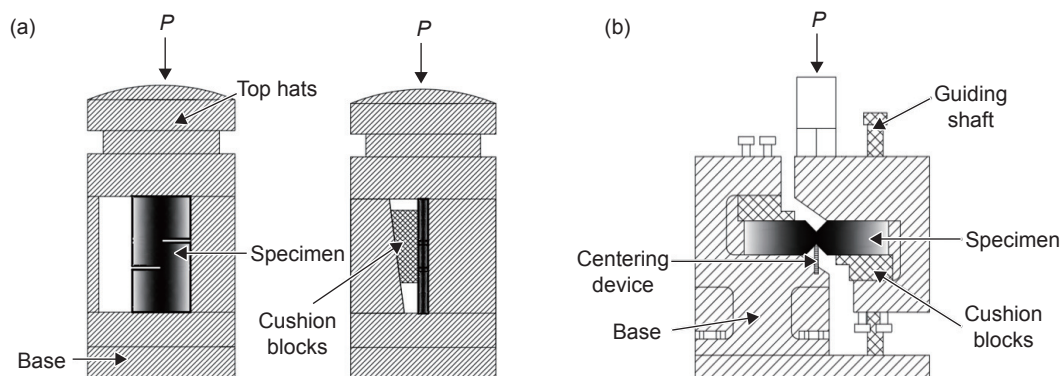


图 2 面内剪切实验加载示意图 (a) 双切口实验; (b) V 形缺口实验
Fig. 2 Loading of in-plane shear test (a) double-incision test; (b) V-notch test

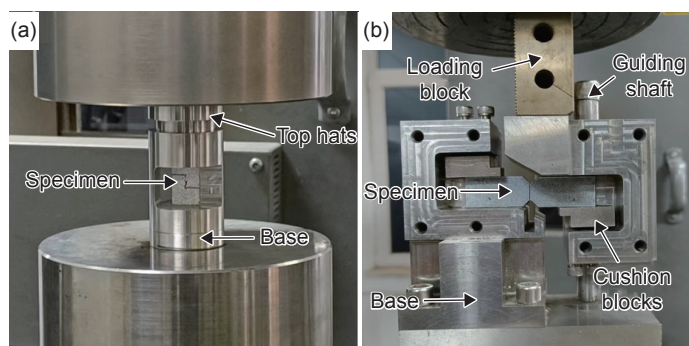


图 3 基于 DIC 应变采集的面内剪切实验 (a) 双切口实验; (b) V 形缺口梁剪切实验
Fig. 3 In-plane shear test based on DIC strain acquisition (a) double incision test; (b) V-notch beam shear test

试样表面散斑制备过程如下: 在试样表面喷涂厚度均匀的薄哑光白色漆面, 再采用口径为 0.2 mm 的喷笔结合压力泵(压力 0.1 MPa), 在距离试样表面 30~50 mm 位置处, 通过雾化作用在试样表面喷涂哑光黑色随机散斑。每个散斑包含约 5~10 pixel, 散斑直径约为 0.1~0.2 mm, 图 4 中橙色方框内为面内剪切双切口试样的 ROI 区域, 剪切

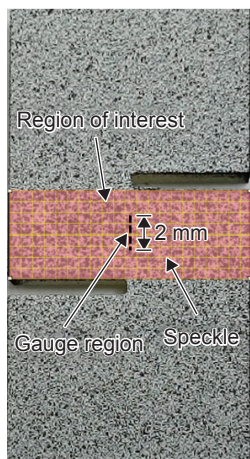


图 4 实验中感兴趣区域、子区和标距区示意图
Fig. 4 Schematic diagram of the region of interest, subset and gauge area in the test

应变提取的标距区为长度约 2 mm 的线段, 沿试样纵向轴线, 位于双切口中间位置处。

1.3 面内剪切双切口实验方案

ASTM D5379 提出的 V 形缺口实验方案中实验夹具体积大, 夹持方案复杂, 试样尺寸大, 耗材多。进行高温实验时, 所需高温炉体积大, 升温效率低, 实验成本高。面内剪切双切口实验夹具相比于 V 形缺口夹具, 具有体积小、操作简便、耗材少的优势, 可降低实验成本, 提高实验测试效率, 更适用于高温剪切力学性能测试要求。两种实验工装的对比如图 5 所示。

1.4 面内剪切双切口实验改进方案

经过实验研究发现, GJB 10311—2021《连续纤维增强陶瓷基复合材料高温力学性能试验方法》仅可测定陶瓷基复合材料的面内剪切强度, 但基于标距区实测剪切应力和应变得到的剪切模量结果偏大。为了采用双切口实验方案测定材料的面内剪切模量, 一方面提出利用有限元模型修正方法, 采用实验标距区内的实测剪切应变数据和有限元计算剪切应变数据之间的方差建立目标函数, 通过迭代修正数值模型中待定的材料剪切模量, 实现目标函数最小化, 进而测定材料的剪切模量; 另一

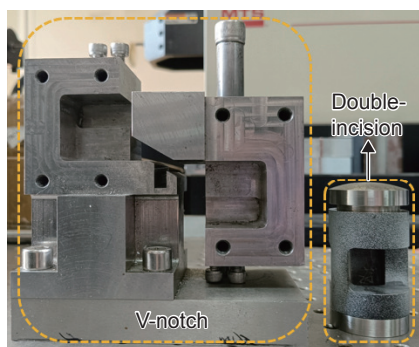


图5 V-notch 实验工装和面内剪切双切口实验工装对比图
Fig. 5 Comparison of V-notch test fixture and in-plane shear double-incision test fixture

方面,为便于工程应用,简化实验分析,取消数值建模过程,通过调整试样切口深度,消除切口处应力集中效应对标距区平均应力的影响,建立标距区内面内剪切应力与载荷和试样几何尺寸的显式表达式,实现通过双切口实验直接同时测定材料面内剪切模量和强度。

2 FEMU 识别 MI-SiC/SiC 陶瓷基复合材料层合板面内剪切力学性能参数

2.1 双切口面内剪切实验有限元模型

采用通用 Abaqus 有限元软件建立如图6所示的陶瓷基复合材料面内剪切双切口试样的三维有限元模型。模型沿材料 1-2 平面加载,材料的纤维

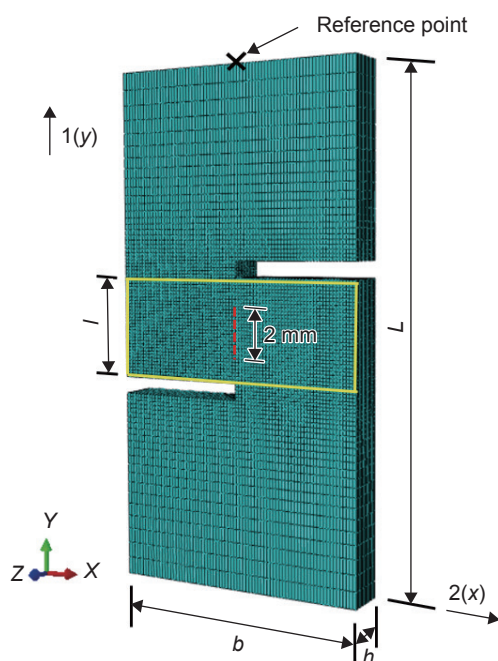


图6 双切口面内剪切试样有限元模型

Fig. 6 Finite element model of a double-incision in-plane shear specimen

方向(1方向)与模型的y轴平行,厚度方向与z轴平行,图中黄色框线内为 ROI 区域,应变提取区域为图中红色虚线线段。根据材料本征性能,设置材料模量 E_1 和 E_2 为 140 GPa, E_3 为 50 GPa, G_{13} 和 G_{23} 为 15 GPa, G_{12} 的数值与实验结果均值一致,为 100.36 GPa。模型为一阶三维 8 节点线性六面体实体单元(C3D8R),通过单元收敛性分析,确定模型共计 78052 个单元,87374 个节点。为了保证有限元模型的边界条件及加载历程与实验条件一致,约束试样底面节点 x , y 和 z 方向的位移,试样顶部型心点设置为参考点,与试样上表面建立耦合约束,在参考点处施加沿竖直(y 方向)向下的位移,并保证加载过程中 x 方向的位移不变。其他表面均为自由应力表面。有限元模型中定义多个分析步,分析步数量与 VIC-2D 采集的图片数量相同,并在每一个分析步定义施加位移的大小。按照实验加载顺序,每个分析步定义的位移与 VIC-2D 采集每一张图像时刻所对应的加载位移相同。

2.2 面内剪切模量识别

本工作采用有限元模型修正方法进行陶瓷基复合材料面内剪切模量的识别。采用数值计算得到的标距区内平均剪切应变数据和 DIC 实测平均剪切应变数据之间的方差,构造识别问题的目标函数,通过迭代更新有限元数值模型中的材料剪切模量实现目标函数最小化,获得材料的力学性能参数,流程图如图7所示。

将材料面内剪切模量设为待识别参数。双切口试样标距区内平均剪切应力由式(1)可得:

$$\tau_{12} = \frac{F}{A} \quad (1)$$

式中: F 为沿试样长度方向(实验坐标系 y 方向)的压缩载荷; A 为试样两切口之间竖向横截面面积,对应图1中的 $l \times h$; τ_{12} 为试样标距区内平均剪切应力。结合 DIC 实测平均剪切应变,通过剪切应力-应变数据之间的最小二乘法回归可初步测定材料的面内剪切模量。该剪切模量可设置为有限元模型修正方法中待识别参数初值。采用实验得到的各个加载步下标距区域内实测平均剪切应变和有限元计算得到的相应平均剪切应变之间的方差构造目标函数,目标函数表达式为:

$$f = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (\text{sim}Y_i - \text{tar}Y_i)^2}{n}} \quad (2)$$

式中: $\text{sim}Y_i$ 为有限元计算得到的标距区内平均剪切应变数据; $\text{tar}Y_i$ 为实验实测标距区内平均剪切应变

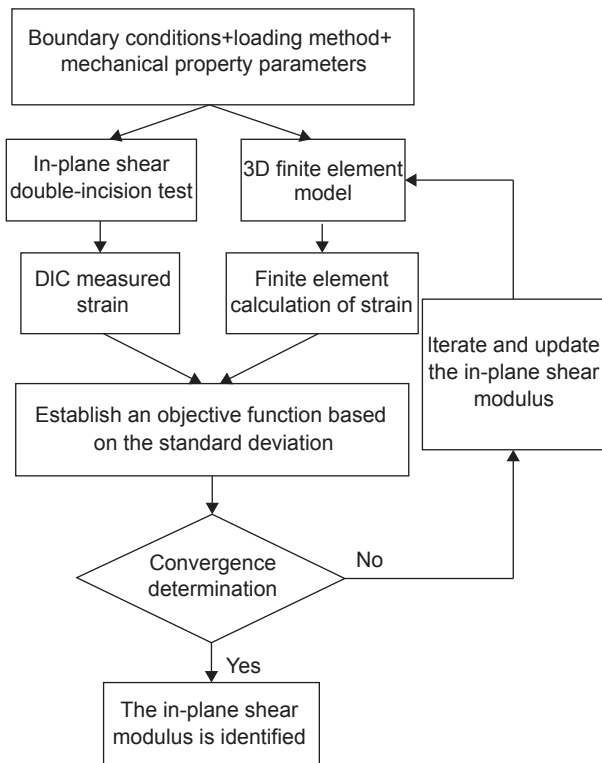


图 7 基于有限元模型修正方法的面内剪切材料参数识别流程图

Fig. 7 Flow diagram of in-plane shear material parameter identification based on finite element model updating method

数据; n 为数据点个数, 即加载步数量, 等于 DIC 图片数量。本识别问题的迭代收敛条件为待识别参数变化值小于 1%。

3 结果与讨论

3.1 面内剪切实验结果

在双切口剪切实验中, 假设材料在两切口之间的面内剪切应力均匀分布, 可由式(1)计算得到标距区内面内平均剪切应力。对标距区内 DIC 实测面内剪切应变进行平均化处理, 考虑实验加载方向沿材料主方向, 则有:

$$\gamma_{12} = \gamma_{xy} \quad (3)$$

由式(3)可获得陶瓷基复合材料在材料坐标系下的面内剪切应力-应变曲线。图 8 为 DIC 实测面内剪切应变场分布情况, 从结果可以看出试样中部

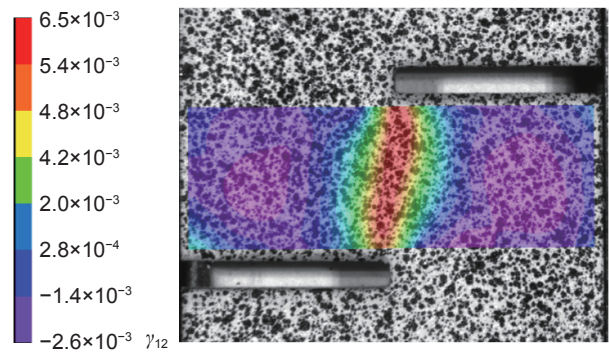


图 8 DIC 实测面内剪切应变场图像

Fig. 8 In-plane shear strain field image measured by DIC

位置沿垂直方向(y 方向)面内剪切应变场分布较均匀, 沿水平方向(x 方向)存在较大梯度, 实测全场应变分布明确了选取双切口中间 2 mm 长度线段作为标距区, 提取标距区内的平均剪切应变数据, 采用范围 $500 \mu\epsilon \leq \gamma_{12} \leq 1000 \mu\epsilon$ 线性段内应力-应变数据, 结合最小二乘回归可计算得到材料面内剪切模量的初值。通过极限载荷数据, 结合式(1)可计算得到材料的面内剪切强度。实验的应力-应变曲线如图 9 所示, 计算结果如表 3 所示。结果显示面内剪切双切口实验与 V 形缺口实验模量测试结果差别较大, 但两者面内剪切强度测试结果基本一致。实验结果表明双切口剪切试样仅可测定材料的强度性能。

3.2 切口根部应力集中对剪切模量的影响

为了明确双切口实验与 V 形缺口实验得到的

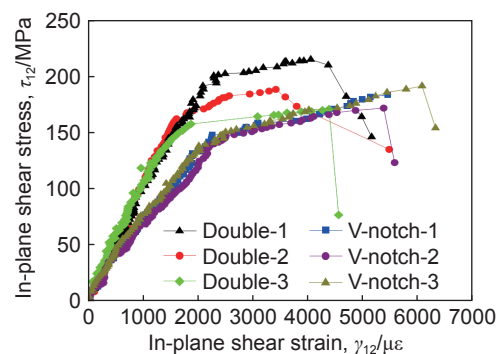


图 9 双切口和 V 形缺口实验得到的陶瓷基复合材料面内剪切应力-应变曲线

Fig. 9 In-plane shear stress-strain curves of ceramic matrix composites obtained by double-incision and V-notch tests

表 3 不同实验方法面内剪切模量和强度结果

Table 3 In-plane shear modulus and strength results of different test methods

Methods	G_{12}/GPa	Average of G_{12}/GPa	$\text{COV}_{G_{12}}/\%$	S_{12}/MPa	Average of S_{12}/MPa	$\text{COV}_{S_{12}}/\%$
V-notch	67.38, 71.86, 74.84	71.36	4.30	183.81, 172.10, 191.75	182.55	4.42
Double-incision	107.41, 93.26, 100.41	100.36	5.76	215.31, 188.75, 171.16	191.74	9.47

剪切模量存在较大偏差的原因, 采用图 6 所示有限元数值模型, 分析了双切口试样中面内剪切应力的分布规律, 数值分析结果见图 10(a)。

利用式(1)计算得到的面内剪切应力为图 10(a)中黑色虚线所代表区域内的平均应力; 利用 DIC 图像处理软件提取的实测应变区域则为图 10 中白色虚线代表区域。图 10(a)表明, 试样在切口根部附近存在明显的应力集中现象, 使式(1)计算得到的平均剪切应力结果受应力集中现象影响, 相较 2 mm 长度应变提取区域内的平均应力值偏大, 从

而使得采用式(1)结合标距区内平均应变计算得到的面内剪切模量偏大。为消除试样切口根部应力集中现象对剪切模量测试结果的影响, 针对双切口实验提出了两种改进方案, 一是以面内剪切模量为待识别力学性能参数, 通过有限元模型修正方法, 实现应变提取区域(实验标距区)有限元计算得到的剪切应变与 DIC 实测应变方差最小化; 另一种是优化试样尺寸, 调整试样切口深度, 如图 10(b)所示, 缓解切口应力集中对平均剪切应力计算的影响程度。

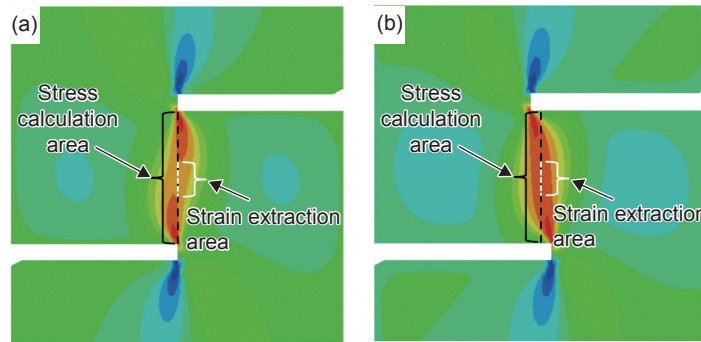


图 10 面内剪切应力分布示意图 (a)标准推荐试样形式, 切口深度为 7.50 mm; (b)切口深度加深 0.45 mm

Fig. 10 Schematic diagrams of in-plane shear stress distribution (a)standard recommended specimen form, the incision depth is 7.50 mm; (b)the incision depth is deepened by 0.45 mm

3.3 面内剪切模量识别结果

采用有限元模型修正方法识别得到的 SiC/SiC 陶瓷基复合材料的面内剪切模量和目标函数随迭代次数的变化结果如图 11 所示。可以看出在不同参数初值情况下, 面内剪切模量和目标函数值在迭代初期变化幅度较大, 随迭代次数增加变化幅度逐渐减小, 分别在第 19 次和第 10 次迭代后趋于稳定, 最终面内剪切模量收敛于 69.8 GPa, 与 V 形缺口实验结果误差不超过 3%, 对应目标函数值为

1.04×10^{-5} 。从识别结果可以看出, 识别得到的剪切模量与 V 形缺口实验实测剪切模量基本一致, 识别过程鲁棒性好, 对初始参数不敏感, 识别效率较高。结果说明通过实验结合有限元模型修正的方法可同时得到材料的剪切模量和强度。

3.4 试样切口尺寸优化研究及实验验证

虽然通过双切口实验结合有限元模型修正方法可以得到材料面内剪切模量和强度, 但是该方法需要建立试样的三维有限元模型, 过程不利于工程

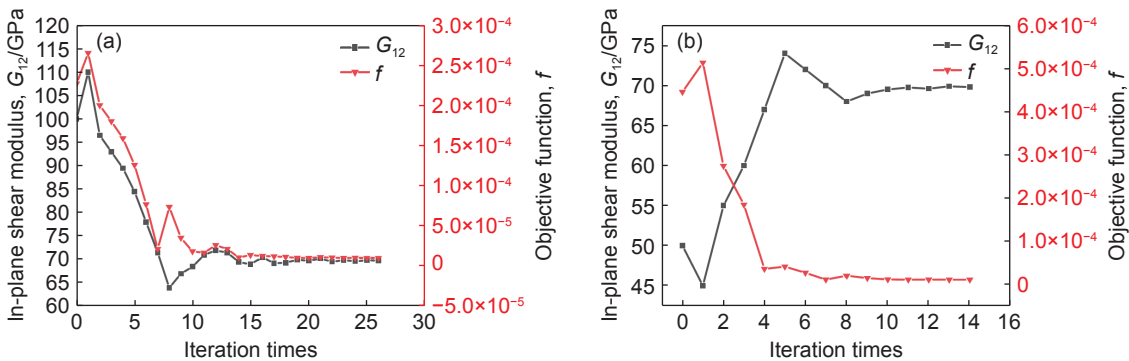


图 11 采用不同参数初值时目标函数和面内剪切模量随迭代次数的变化情况 (a)初始 $G_{12} = 100$ GPa; (b)初始 $G_{12} = 50$ GPa

Fig. 11 Variation of objective function and in-plane shear modulus with the number of iterations using different initial values of parameters (a)initial $G_{12} = 100$ GPa; (b)initial $G_{12} = 50$ GPa

实践。为了缓解切口引发的应力集中对标距区剪切应力的影响,本工作调整了试样双切口深度,研究切口深度对式(1)面内剪切应力计算结果的影响规律,建立标距区内平均剪切应力与载荷以及试样尺寸之间的显式表达式,进而通过实测平均剪切应变和理论计算剪切应力之间的关系快速获得材料的剪切模量。

为了在优化试样切口尺寸的基础上不降低强度,首先采取减小切口深度的做法,并利用数值分析方法研究面内剪切应变场的均匀性。减小切口深度后的试样表面应变场的有限元图像如图12所示。有限元分析结果显示,减小试样切口深度0.45 mm后,试样中部的面内剪切应变场分布不均匀,对比图10(b)可知,减小切口深度后的试样不满足利用DIC提取表面应变对应变场的均匀性要求,故在之后的分析中采用加深切口深度的做法。

采用图6所示SiC/SiC陶瓷基复合材料双切口试样的有限元模型,数值分析给出了不同切口深度下,沿图10所示应力计算区域路径得到的面内剪切应力结果,如图13所示。结果表明,当切口深度增加0.45 mm,数值计算得到的应力结果和式(2)理论公式计算得到的结果在应变提取区域(标距区)内一致,二者偏差不超过0.5%。考虑试样加工难以精确保证0.45 mm的切口深度尺寸,结合图11的计算结果,切口深度尺寸为 (0.45 ± 0.01) mm时,数值分析得到的标距区平均应力与式(1)计算得到的剪切应力之间的误差不超过5%。因此,基于GJB10311—2021标准提出的双切口试样,将切口深度增加 (0.45 ± 0.01) mm,即可通过实验直接测定材料的面内剪切模量,不再需要建立数值分析模型,并采用有限元模型修正方法迭代识别材料的剪切模量。

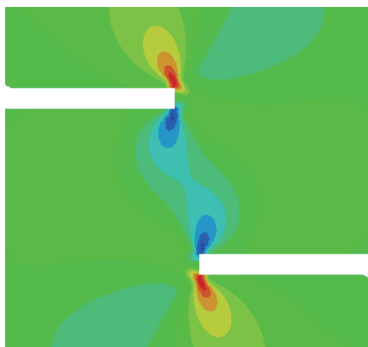


图12 减小切口深度0.45 mm后有限元计算面内剪切应变场图像

Fig. 12 In-plane shear strain field image calculated by finite element after reducing the incision depth by 0.45 mm

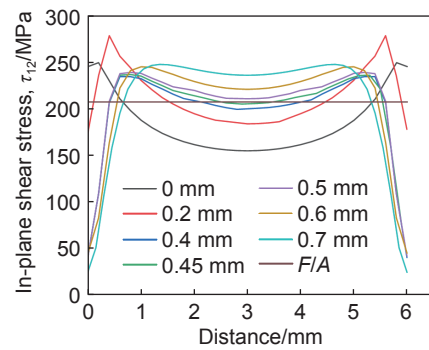


图13 不同切口深度试样有限元应力计算结果与理论公式应力计算结果对比

Fig. 13 Comparison of the finite element stress calculation results of the specimens with different incision depths and the stress calculation results of the theoretical formula

采用切口深度增加 (0.45 ± 0.01) mm的SiC/SiC陶瓷基复合材料双切口试样进行常温面内剪切实验,并将实验结果与V形缺口实验结果进行比较,两种不同实验方法得到的面内剪切应力-应变曲线如图14所示。采用范围 $500 \mu\epsilon \leq \gamma_{12} \leq 1000 \mu\epsilon$ 线性段内应力-应变数据,结合最小二乘回归可计算得到材料面内剪切模量,结果如表4所示。图14和表4结果表明:更改切口深度对陶瓷基复合材料强度不敏感,两种不同测试方法得到的材料面内剪切模量和强度基本一致,偏差均小于5%。SiC/SiC正交层合陶瓷基复合材料的面内剪切应力-应变行为存在明显的屈服点,且屈服后面内剪切行为表现出了线性应变强化特征。改进后的双切口实验可以同时测定陶瓷基复合材料面内剪切模量和强度两种力学性能参数。图14所示的剪切应力-应变曲线也表明, SiC/SiC陶瓷基复合材料的面内剪切应力-应变行为与其拉伸应力-应变行为特征基本一致^[26],表现出典型的双线性特征,且存在

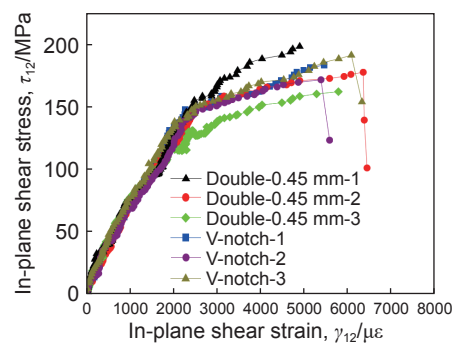


图14 陶瓷基复合材料V形缺口实验与双切口实验面内剪切应力-应变曲线对比

Fig. 14 Comparison of the in-plane shear stress-strain curves of the V-notch test and the double-incision test of ceramic matrix composites

表4 改进实验方法后面内剪切模量和强度结果
Table 4 In-plane shear modulus and strength results improved the test method

Methods	G_{12}/GPa	Average of G_{12}/GPa	$\text{COV}_{G_{12}}/\%$	τ_{12}^y/MPa	Average of S_{12}/MPa	$\text{COV}_{\tau_{12}^y}/\%$	S_{12}/MPa	Average of τ_{12}^y/MPa	$\text{COV}_{S_{12}}/\%$
V-notch	67.38	71.36	4.30	148.15	145.99	1.18	183.81	182.55	4.42
	71.86			145.90			172.10		
	74.84			143.93			191.75		
Double-incision-0.45 mm	77.13	74.03	4.39	155.52	145.01	6.96	198.79	179.83	8.25
	75.41			148.14			178.15		
	69.54			131.38			162.55		

明显的剪切屈服点, 过屈服后材料表现出应变强化行为, 本研究为建立材料宏观屈服准则和强度理论奠定了数据基础。

4 结论

(1) 采用 GJB 10311—2021 推荐的双切口面内剪切试样进行剪切实验, 由于试样切口根部附近存在显著的应力集中现象, 导致计算得到的标距区域平均剪切应力结果偏大, 因此无法测定材料的剪切模量。

(2) 采用有限元模型修正方法, 识别结果显示可以经过较少的迭代次数识别得到材料模量, 模量识别结果与 V 形缺口实验结果误差不超过 3%, 识别过程鲁棒性好, 对初始参数不敏感, 但识别过程依赖于数值模型, 不利于工程实践。

(3) 通过调整试样切口尺寸, 确定了当切口尺寸比 GJB 10311—2021 规定的双缺口试样加深 0.45 mm 时, 数值计算得到的应力结果和理论公式计算得到的结果在标距区内一致, 误差不超过 0.5%。即采用 (0.45 ± 0.01) mm 的切口深度尺寸, 可实现通过双切口实验直接测定材料面内剪切模量, 不再需要建立数值分析模型。

(4) 通过 SiC/SiC 陶瓷基复合材料的 V 形缺口实验和调整切口深度尺寸后的双切口实验结果对比, 二者面内剪切模量和强度的测试结果偏差均在 5% 以内, 说明了两种测试结果的一致性, 证明了改进试样方案的可靠性。

(5) SiC/SiC 陶瓷基复合材料的面内剪切应力-应变行为具有典型的双线性特征, 并存在明显的剪切屈服点, 过屈服后材料表现出应变强化行为。

参考文献:

[1] 张俊敏, 蔡飞燕, 靳喜海, 等. 连续纤维增强陶瓷基复合材料研究与应用进展[J]. 陶瓷学报, 2023, 44(2): 195-207.
ZHANG J M, CAI F Y, JIN X H, et al. Research and

application progress of continuous fiber reinforced ceramic matrix composites[J]. Journal of Ceramic Sciences, 2023, 44(2): 195-207.

[2] 陈强, 李顺, 朱利安, 等. 纤维增强碳化硅陶瓷基复合材料高导热性能研究进展[J]. 材料工程, 2023, 51(8): 46-55.

CHEN Q, LI S, ZHU L A, et al. Research progress on high thermal conductivity of fiber reinforced silicon carbide ceramic matrix composites[J]. Journal of Materials Engineering, 2023, 51(8): 46-55.

[3] 秦刚, 邹顺睿, 蒋龙飞, 等. 碳化硅纤维增韧碳化硅陶瓷基复合材料研究进展综述[J]. 陶瓷学报, 2023, 44(3): 389-407.

QIN G, ZOU S R, JIANG L F, et al. Review of research progress on silicon carbide fiber toughened silicon carbide ceramic matrix composites[J]. Journal of Ceramic Sciences, 2023, 44(3): 389-407.

[4] 张孟华, 庞梓玄, 贾云祥, 等. 纤维增强陶瓷基复合材料的加工研究进展与发展趋势[J]. 航空材料学报, 2021, 41(5): 14-27.

ZHANG M H, PANG Z X, JIA Y X, et al. Research progress and development trend of processing of fiber reinforced ceramic matrix composites[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2021, 41(5): 14-27.

[5] 付清峰, 杨细莲, 刘克明. 航空发动机高温材料的研究现状及展望[J]. 热处理技术与装备, 2018, 39(12): 69-73.

FU Q F, YANG X L, LIU K M. Research status and prospect of high-temperature materials for aero engines[J]. Heat Treatment Technology and Equipment, 2018, 39(12): 69-73.

[6] 袁睿豪, 廖玮杰, 唐斌, 等. 数据驱动的航空发动机材料设计研究进展[J]. 航空制造技术, 2021, 64(18): 22-30.

YUAN R H, LIAO W J, TANG B, et al. Research progress on data-driven material design of aero engines[J]. Aeronautical Manufacturing Technology, 2021, 64(18): 22-30.

[7] 张安琴, 王江, 张林嘉. 航空发动机先进材料发展现状和趋势研究[J]. 内燃机与配件, 2024(14): 130-136.
ZHANG A Q, WANG J, ZHANG L J. Research on the

- development status and trend of advanced materials for aero engines[J]. *Internal Combustion Engine and Accessories*, 2024(14): 130-136.
- [8] 刘虎, 束小文, 洪智亮, 等. 航空发动机用 SiC/SiC 复合材料典型元件设计及性能评价研究进展[J]. *材料导报*, 2023, 37(14): 12-19.
LIU H, SHU X W, HONG Z L, et al. Research progress on design and performance evaluation of typical components of SiC/SiC composites for aero engines[J]. *Materials Reports*, 2023, 37(14): 12-19.
- [9] 焦健, 孙世杰, 焦春荣, 等. SiC_f/SiC 复合材料涡轮导向叶片研究进展[J]. *复合材料学报*, 2023, 40(8): 4342-4354.
JIAO J, SUN S J, JIAO C R, et al. Research progress on turbine guide blades of SiC_f/SiC composites[J]. *Journal of Composite Materials*, 2023, 40(8): 4342-4354.
- [10] 牛芳芳. 碳化硅纤维增强碳化硅陶瓷基复合材料的研究进展及应用[J]. *化学与粘合*, 2024, 46(3): 289-292.
NIU F F. Research progress and application of silicon carbide fiber reinforced silicon carbide ceramic matrix composites[J]. *Chemistry and Adhesion*, 2024, 46(3): 289-292.
- [11] 蒙怡, 杨胜春, 刘小川. 陶瓷基复合材料拉伸力学性能实验方法研究[J]. *纤维复合材料*, 2023, 40(3): 17-21.
MENG Y, YANG S C, LIU X C. Study on tensile mechanical properties of ceramic matrix composites[J]. *Fiber Composites*, 2023, 40(3): 17-21.
- [12] 刘武刚, 王龙, 宋俊柏, 等. 拉伸载荷下陶瓷基高温复合材料损伤状态特征分析[J]. *无损检测*, 2023, 45(11): 30-34.
LIU W G, WANG L, SONG J B, et al. Damage state characteristics of ceramic-based high-temperature composites under tensile load[J]. *Nondestructive Testing*, 2023, 45(11): 30-34.
- [13] 杜金康, 于国强, 庞洋龙, 等. 环境温度对二维编织 SiC/SiC 复合材料拉伸性能的影响研究[J]. *推进技术*, 2024, 45(1): 217-223.
DU J K, YU G Q, PANG Y L, et al. Effect of ambient temperature on tensile properties of two-dimensional braided SiC/SiC composites[J]. *Propulsion Technology*, 2024, 45(1): 217-223.
- [14] 许承海, 戴新航, 孟松鹤. 3D C/C 复合材料超高温剪切性能实验研究[J]. *强度与环境*, 2023, 50(5): 54-59.
XU C H, DAI X H, MENG S H. Experimental study on ultra-high temperature shear properties of 3D C/C composites[J]. *Intensity and Environment*, 2023, 50(5): 54-59.
- [15] 谭伟, 那景新, 任俊铭, 等. 高温环境下碳纤维增强树脂复合材料的层间力学性能老化行为与失效预测[J]. *复合材料学报*, 2020, 37(4): 859-868.
TAN W, NA J X, REN J M, et al. Interlayer mechanical properties aging behavior and failure prediction of carbon fiber reinforced resin composites in high temperature environment[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(4): 859-868.
- [16] 林江嵘, 杨成鹏, 贾斐. 2D-C/SiC 复合材料的面内剪切本构模型[J]. *航空材料学报*, 2024, 44(4): 139-149.
LIN J R, YANG C P, JIA F. In-plane shear constitutive model of 2D-C/SiC composites[J]. *Journal of Aeronautical Materials*, 2024, 44(4): 139-149.
- [17] 郭洪宝, 王波, 贾普荣, 等. 平纹编织陶瓷基复合材料面内剪切细观损伤行为研究[J]. *力学学报*, 2016, 48(2): 361-368.
GUO H B, WANG B, JIA P R, et al. Study on in-plane shear mesoscopic damage behavior of plain braided ceramic matrix composites[J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2016, 48(2): 361-368.
- [18] 管国阳, 矫桂琼, 张增光. 平纹编织 C/SiC 复合材料剪切性能[J]. *机械科学与技术*, 2005, 24(5): 515-517.
GUAN G Y, JIAO G Q, ZHANG Z G. In plane shear fracture characteristics of plain-woven C/SiC composite[J]. *Mechanical Science and Technology*, 2005, 24(5): 515-517.
- [19] YAN K F, ZHANG C Y, QIAO S R, et al. Failure and strength of 2D-C/SiC composite under in-plane shear loading at elevated temperature[J]. *Materials and Design*, 2011, 33: 3504-3508.
- [20] WEIGEL N, KROPLIN B, DRINKLER D. Micro-mechanical modeling of damage and failure mechanisms in C/C-SiC[J]. *Computational Materials Science*, 1999, 16: 120-132.
- [21] WEIGEL N, KROPLIN B, DRINKLER D. Micro-mechanically based continuum damage mechanics material laws for fiber-reinforced ceramics[J]. *Computers and Structures*, 2001, 79: 2277-2286.
- [22] 查旭, 杨胜春, 黄光启, 等. 陶瓷基复合材料损伤失效机理和模型研究进展[J]. *纤维复合材料*, 2023, 40(3): 31-34.
ZHA X, YANG S C, HUANG G Q, et al. Research progress on damage and failure mechanism and model of ceramic matrix composites[J]. *Fiber Composites*, 2023, 40(3): 31-34.
- [23] 李鑫, 李龙, 邵红艳, 等. SiC_f/SiC 陶瓷基复合材料 T 型结构件在弯曲载荷下的失效行为研究[J]. *推进技术*, 2023, 44(8): 173-180.
LI X, LI L, SHAO H Y, et al. Study on failure behavior of t-shaped structural parts of SiC_f/SiC ceramic matrix composites under bending load[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2023, 44(8): 173-180.
- [24] 冯宇琦, 王龙, 李艳芬, 等. 平纹陶瓷基复合材料面内剪

- 切解析模型[J]. [中国科技论文](#), 2022, 17(4): 364-371.
- FENG Y Q, WANG L, LI Y F, et al. Analytical model of in-plane shear of plain ceramic matrix composites[J]. [Chinese Science and Technology Papers](#), 2022, 17(4): 364-371.
- [25] Anon. Standard test method for shear properties of composite materials by the V-notched beam method: ASTM D5379/D5379M-19[S]. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2019.
- [26] 李潘, 王波, 甄文强. 2D-SiC/SiC 陶瓷基复合材料的拉伸本构模型研究[J]. [中国陶瓷工业](#), 2013, 20(5): 10-14.
- LI P, WANG B, ZHEN W Q. Study on tensile constitutive model of 2D-SiC/SiC ceramic matrix composites[J]. [China Ceramic Industry](#), 2013, 20(5): 10-14.
-
- 收稿日期: 2024-10-18; 录用日期: 2024-12-20
基金项目: 稳定支持项目 (KZ0C230599)
通讯作者: 王雅娜(1988—), 女, 博士, 高级工程师, 研究方向为陶瓷基复合材料力学表征与强度分析, 联系地址: 北京市海淀区温泉镇环山村北京航空材料研究院(100095), E-mail: wangyana198833@163.com

(本文责编: 张 琴)