火焰加热环境下 C/SiC 材料热膨胀行为研究

许　超[1]，张　治[1]，唐云龙[2]，王锦阳[2]

（1. 中国地质大学（北京），北京 100083；2. 清华大学，北京 100084）

摘要：C/SiC 复合材料因其优异的高温力学性能，在航空航天等领域发挥着不可替代的作用，而对高温热膨胀性能的研究一直是 C/SiC 复合材料的研究热点。本文采用氧丙烷火焰炬对 C/SiC 样品表面进行加热，在蓝光补偿下采用 CCD 相机和红外点温计观察 C/SiC 复合材料火焰加热环境下热膨胀过程，基于“增强比色法”和数字图像相关方法的温度变形同步测量方法进行温度场、位移场和应变场的计算。同时建立火焰加热下 C/SiC 有限元仿真模型，数值仿真结果表明，样品上端裂纹的存在会使得样品的热膨胀行为发生改变。在升温过程中，裂纹的存在增加了样品上端的热膨胀量，而这种增加量是由于裂纹“张开”导致的；同时，随着裂纹长度的增加，样品上边缘水平方向长度变化量急剧增长。

关键词：C/SiC 材料；热膨胀行为；有限元；DIC 方法

中图分类号：TB332　　**文献标志码：**A

1　引言

C/SiC 材料以其出色的抗氧化能力，逐渐成为结构材料与隔热材料研究领域的热点之一，在火箭发动机燃烧室、推进器、鼻锥等位置，以及超音速飞行器的热防护系统上得到了广泛应用[1-7]。在对高温环境下 C/SiC 材料的性能的研究中，传统的研究方法是在高温环境下对 C/SiC 材料进行力学测试（如拉伸疲劳试验、残余应力测量等），此类的研究在早些年比较多。Du[8] 等采用应力比为 0.1 和 0.5、频率分别为 60 Hz 和 20 Hz 的正弦波，从室温至 1 500 ℃的环境温度下、在 10^{-4} Pa 的真空中对 3D-C/SiC 复合材料进行了拉伸疲劳试验，并获得了对应工况下的疲劳曲线。Yang[9] 等采用聚合物过滤热解法制备了三维编织 C/SiC 陶瓷基复合材料，并研究了其在空气中的热冲击性能，结果表明热冲击试验后 C/SiC 的强度有所下降，且基体开裂提供了氧气渗入复合材料并氧化纤维的通道，同时 CVD-SiC 涂层对提高复合材料的抗热震性能具有重要作用。Zhang[10] 等采用压缩、三点弯曲及拉伸试验方法研究了 C/SiC 材料在室温至 1 000 ℃的有氧环境中重复使用条件下的力学性能，研究发现高温氧化引起碳纤维结构损伤，纤维增韧机制消失，导致材料强度迅速降低。Wu[11] 等自行设计了可实现 1 500 ℃高温环境下结构断裂性能测试的辐射式热 / 力联合试验系统，并对 C/SiC 材料的断裂强度及出现断裂的时间进行了测试，发现通过高

温预加载可以明显提高 C/SiC 复合材料结构的断裂强度。这些研究为 C/SiC 材料在高温领域的应用提供了重要的理论试验数据。

虽然通过各种高温测试方法，可以非常直观地获得 C/SiC 材料的高温性能参数，但考虑到 C/SiC 复合材料研发的长周期和高成本，以及大型 C/SiC 结构件高温测试的高昂费用，近年来，越来越多的学者尝试采用高温测试与数值模拟仿真相结合的方法，从宏观以及微观的角度对 C/SiC 材料高温性能及其机理进行研究 [12-15]。

在试验室环境下，高温炉与火焰炬是获得高温环境的常用设备。高温炉可以实现较为均匀的加热温度场，然而在实际应用中，C/SiC 作为结构材料及隔热材料，在例如作为燃烧室隔热材料等的很多场合，其表面所受的温度场往往不是均匀的。因此，可以产生不均匀温度场的火焰炬在这种情况下更有使用优势。研究在不均匀温度场下 C/SiC 的热膨胀行为，可以为实际的工程应用提供一定的理论指导。本文通过将 DIC 法与数值仿真方法相结合，从实际的试验出发，研究火焰加热环境下 C/SiC 材料的热膨胀行为，以及裂纹对热膨胀行为的影响。

2 试验设计

为了研究不均匀温度场下 C/SiC 材料的热膨胀行为，本文使用氧丙烷火焰炬对 C/SiC 样品表面进行加热，形成不均匀温度场。试验过程中采用一部装有蓝光窄带滤波片的高速 CCD 相机（SP-500-USB）对样品表面进行图像采集，采用一部红外点温计对样品表面单点温度进行测量，同时采用一台波长与窄带滤光片相吻合的蓝光光源进行补光。为避免火焰对相机图像及红外点温计测温造成干扰，图像采集及温度测量均是针对样品背面（未直接受火焰加热的一面）进行的。火焰加热试验系统布局如图 1 所示。

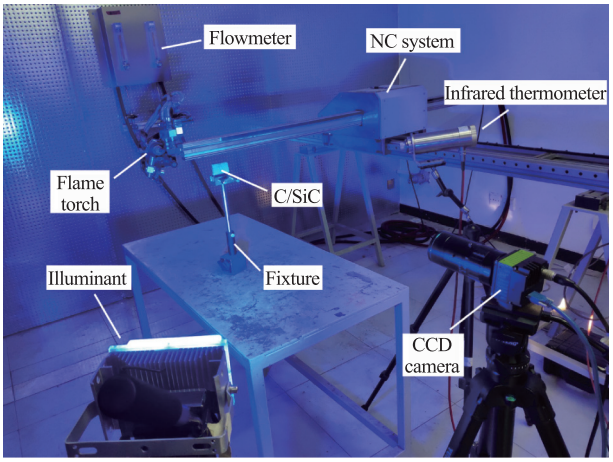
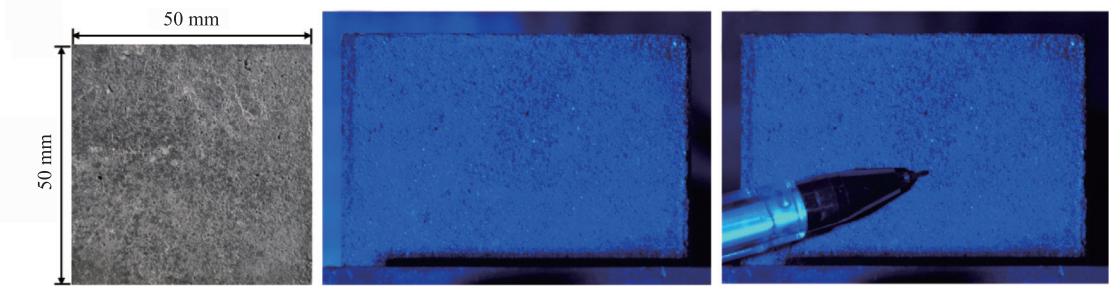


图 1 氧丙烷火焰加热 C/SiC 试验系统

采用图 1 所示的试验系统分别对两块 C/SiC 样品进行测试，其中一块样品表面更为粗糙（编号为 1 号样品），另一块表面较为平整（编号为 2 号样品），样品尺寸均为 50 mm × 50 mm × 11 mm，如图 2a 所示。图 2b 展示了相机采集到的样品图像。由于加装了蓝光滤波片，红外点温计的红色测量点光斑在图像中不可见，因此在试验之前采用尖物标定出测温点的位置，如图 2c 所示。为防止红外点温计的红色测量点光斑对图像的 R 通道产生干扰，标定完成后将测量点光斑关闭。

试验过程中，氧丙烷火焰炬的喷嘴与样品之间的距离约为 50 mm，氧气压力与流量维持在 0.45 MPa 和 3.1 L/min 附近，丙烷压力与流量最终调整至 0.03 MPa 和 1.5 L/min 附近，相机的采集帧频设置为 5 FPS，单次试验时间持续 200 s。

试验结束后，根据采集到的图像及温度数据，采用温度变形同步测量方法，计算得出试验过程中样品表面的温度场、位移场和应变场分布云图及数据，根据试验结果进一步用数值仿真方法进行计算，据此对火焰加热



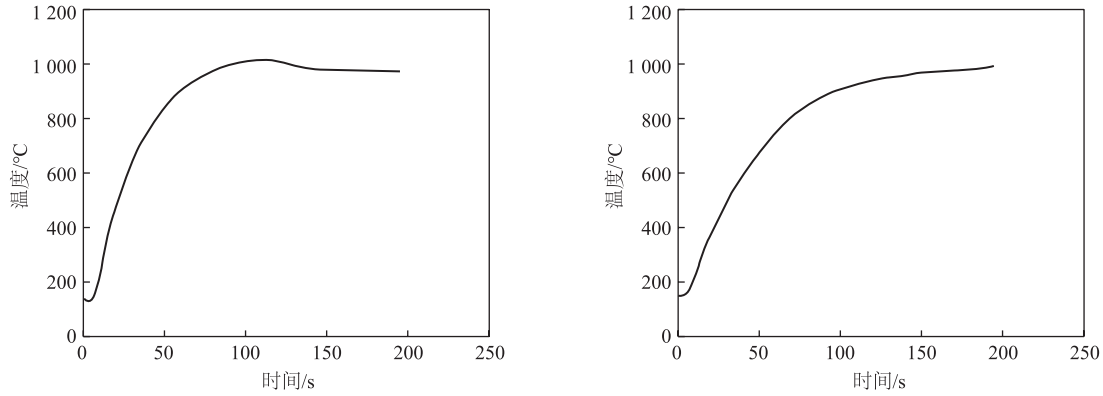
a）C/SiC样品及尺寸　b）相机采集到的图像　c）测温点标定

图 2 样品测试

环境下的 C/SiC 热膨胀行为进行研究。

3 火焰加热环境下 C/SiC 热膨胀过程

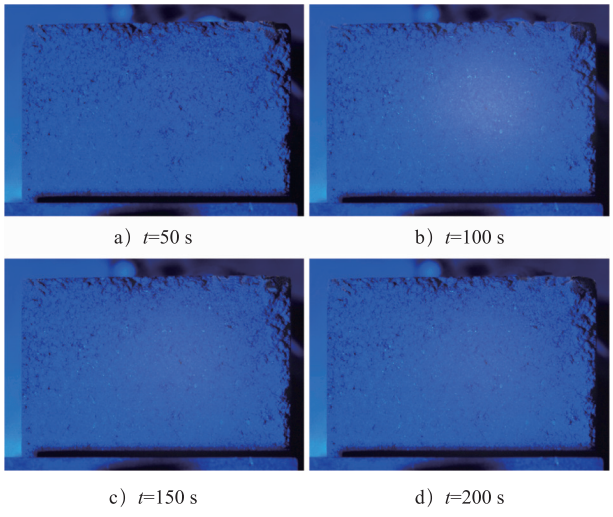
根据红外点温计采集到的两块样品表面测温点温度数据而绘制出的温度曲线如图 3 所示。从温度曲线可以看出，C/SiC 表面测温点温度在 50 s 之前迅速升温，50~150 s 的时间段升温速率有所降低，在 150 s 后曲线趋于平缓并维持在 1 000 ℃附近。由于在试验过程中，1 号样品在 120 s 附近温度略高，故对火焰炬的喷嘴位置进行了略微调节，因此温度曲线上呈现出了一个降温的波动。



a）1号样品　　b）2号样品

图 3　红外点温计采集到的单点温度曲线

分别选取 t =50 s，100 s，150 s，200 s 时刻的 1 号样品和 2 号样品图像及单点温度数据，如图 4 和图 5 所示。分别对这些时刻的图像进行温度场、位移场和应变场的计算。

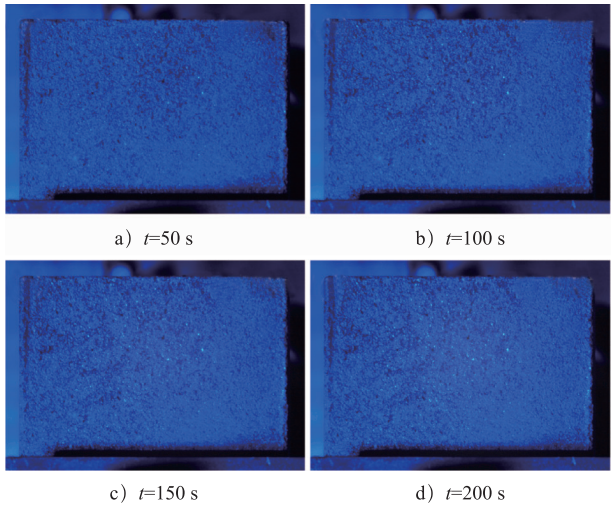


a）t=50 s　　b）t=100 s

c）t=150 s　　d）t=200 s

图 4　不同时刻 1 号样品的图像

从图 4 和图 5 中可以看到，CCD 相机拍摄到的样品表面图像清楚，且具有清晰的自然随机纹理，可以当做特征点使用，适合进行温度场、位移场和应变场的计算。

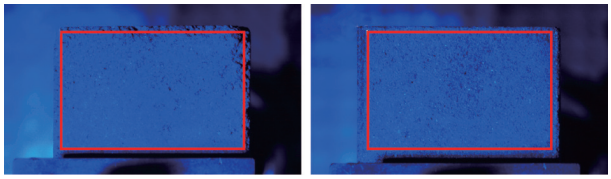


a）t=50 s　　b）t=100 s

c）t=150 s　　d）t=200 s

图 5　不同时刻 2 号样品的图像

在 MATLAB 中使用算法提取 1 号样品和 2 号样品图像的红（R）、绿（G）通道的像素值，并根据标定出的红外点温计测温点在图像中的像素初始坐标位置（如图 2c 所示），采用 “增强比色法”进行温度场的计算，计算区域如图 6 所示。计算过程中采用中值滤波器来过滤可能存在的椒盐噪声，中值滤波器的窗口大小为 3×3。根据计算得出的温度场数据，绘制得到如图 7 和图 8 所示的温度场分布图。

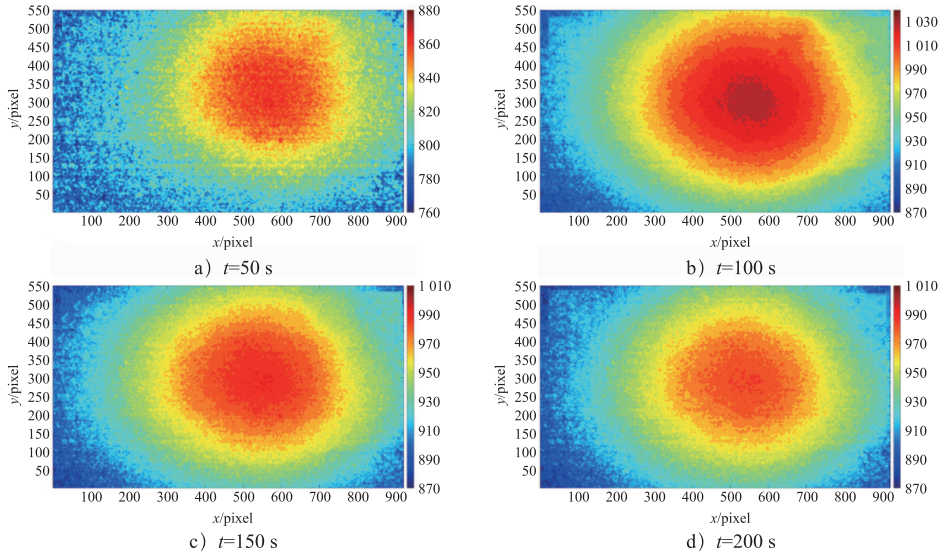


a）1号样品　　b）2号样品

图 6　温度场计算范围

从图 7 和图 8 中可以看出，加热过程中样品表面呈现出中心温度最高、由内向外越来越低的“同心圆”式温度场分布，这与火焰的温度分布规律是一致的。随着氧丙烷火焰加热的进行，温度场“同心圆”呈现出逐渐向外扩散的变化规律，这与热传导的过程是十分吻合的。不过需要指出的是，在图 8（a）中，由于此时（第 50 s）样品表面的温度还处于较低的状态（约 600℃左右），而相机在低温时（850 K 以下）对红通道的亮度响应相对较小，因此可以看到此时计算得出的温度场分布出现了比较差的效果。通过上述温度场的计算，可以得到实验采集图像中每一个像素点的温度数据，也为后续更进一步的分析提供了数据支撑。

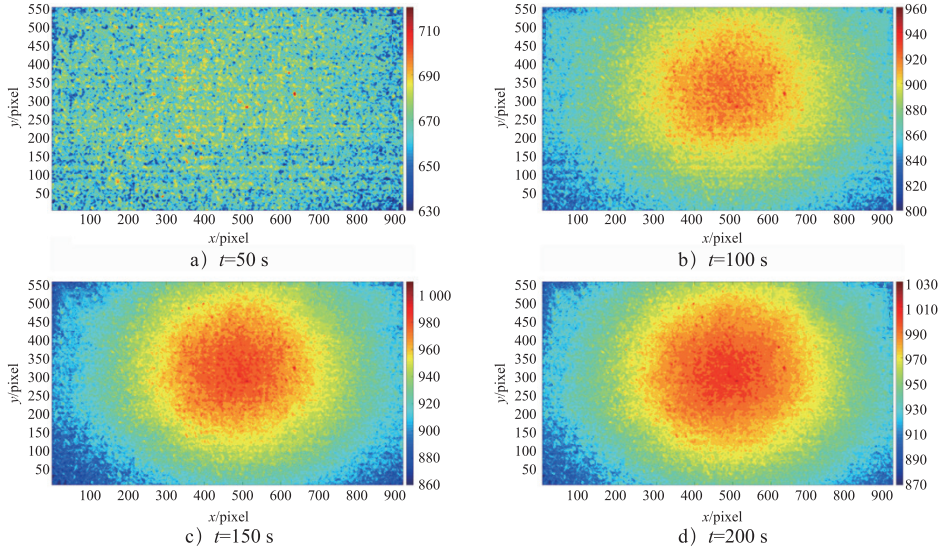
温度场计算完成后，根据图 4 和图 5 中图片序列，分别计算了 t=50 s，100 s，150 s，200 s 时刻 1 号样品和



a）t=50 s　　b）t=100 s

c）t=150 s　　d）t=200 s

图 7　1 号样品不同时刻温度场分布



a）t=50 s　　b）t=100 s

c）t=150 s　　d）t=200 s

图 8　2 号样品不同时刻温度场分布

2 号样品表面的变形场分布。选取前述归一化最小平方距离函数作为相关函数；位移场的计算通过整像素位移算法选取位移初始值，再选用 N-R 法计算亚像素位移；应变场的计算则是采用局部最小二乘法，计算过程中选取子区形状为圆形区域，半径为 20 个像素，间隔为 1 个像素。计算结果如图 9 至图 16 所示，其中图 9~12 为 1 号样品，图 13~16 为 2 号样品。

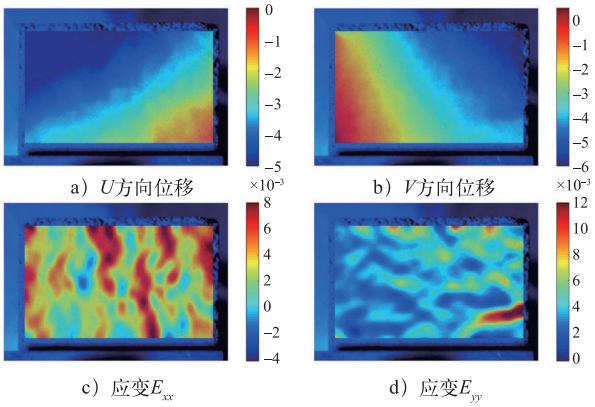


图 9　1 号样品在 *t*=50 s 时刻（单位：像素）

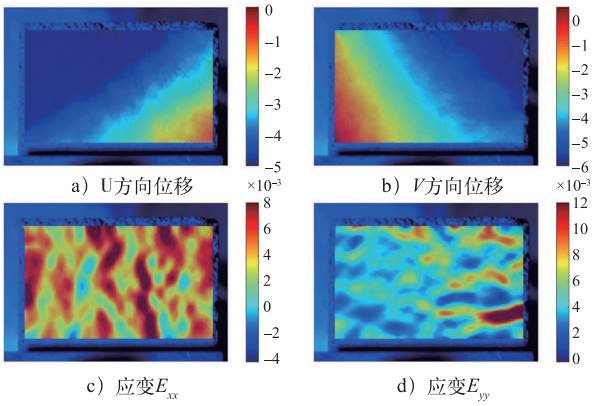


图 10　1 号样品在 *t*=100 s 时刻（单位：像素）

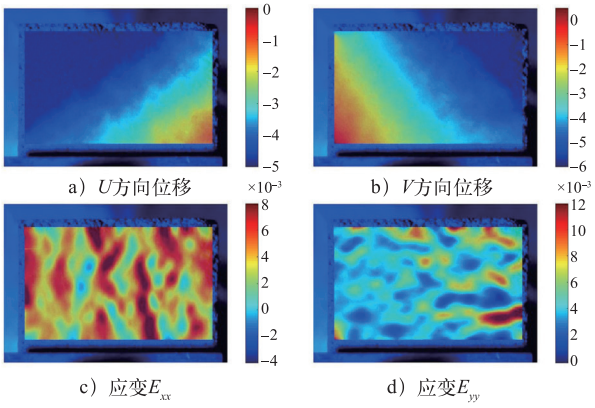


图 11　1 号样品在 *t*=150 s 时刻（单位：像素）

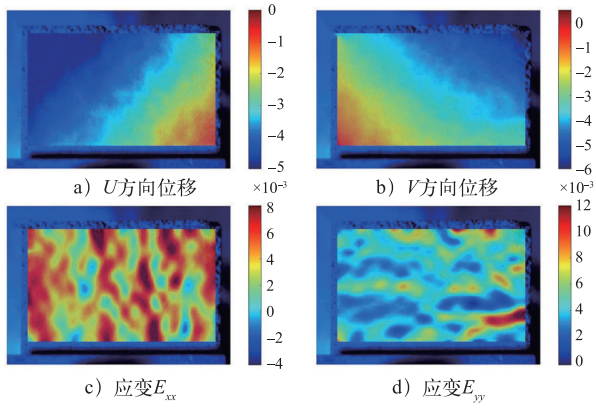


图 12　1 号样品在 *t*=200 s 时刻（单位：像素）

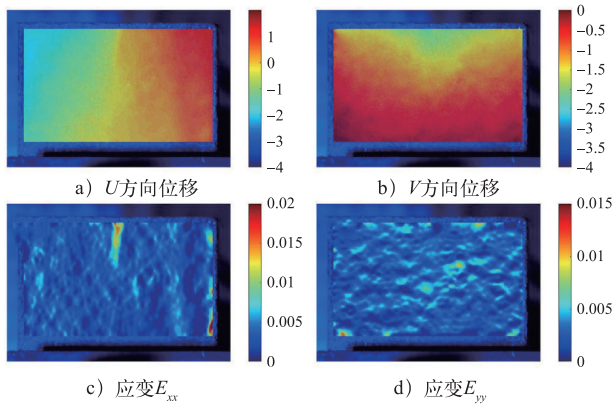


图 13　2 号样品在 *t*=50 s 时刻

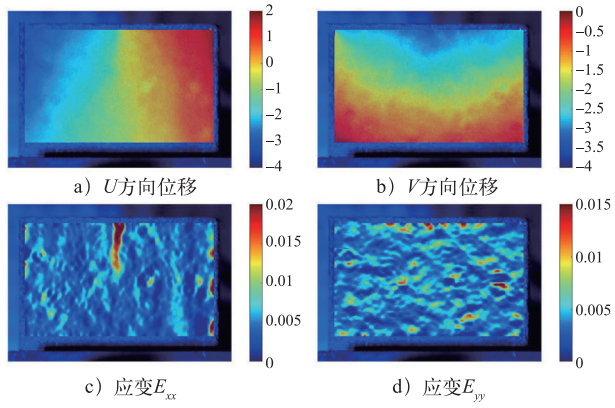


图 14　2 号样品在 *t*=100 s 时刻（单位：像素）

其中 *U* 方向和 *V* 方向分别对应水平方向和竖直方向。从图 9 至图 12 中可以明显看到，1 号样品的 *U* 方向位移场和 *V* 方向位移场并不是水平的，而是存在着一个倾斜的角度，这表明样品在加热过程中发生了一定程度的刚体旋转，这一点在相机拍摄到的图像中也可以直接观察到。这种现象产生的主要原因是金属夹具比样品的热膨胀系数更大，因此夹具在受热后产生了更大的热膨胀，

从而发生了松动。从 E_{xx} 的应变场可以看出，样品表面存在很多应变值较大的区域，但其应变值依然在 10^{-3} 量级以内，这可能是样品表面存在大量凹凸不平及微孔所致，而这也与其具有较为粗糙的表面相符。而在 E_{yy} 的应变场中，样品右侧边缘存在一处应变值在 10^{-2} 量级的长条形区域；由于在 DIC 中应变场是基于位移场差分得到的，因此不连续的位移场会产生应变集中的区域，可以说明此处有裂纹的存在。

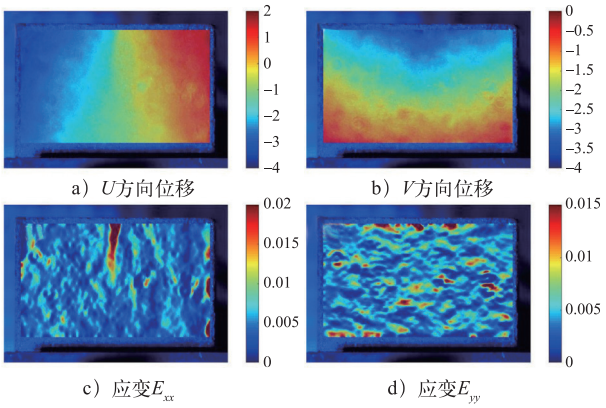


图 15　2 号样品在 t=150 s 时刻（单位：像素）

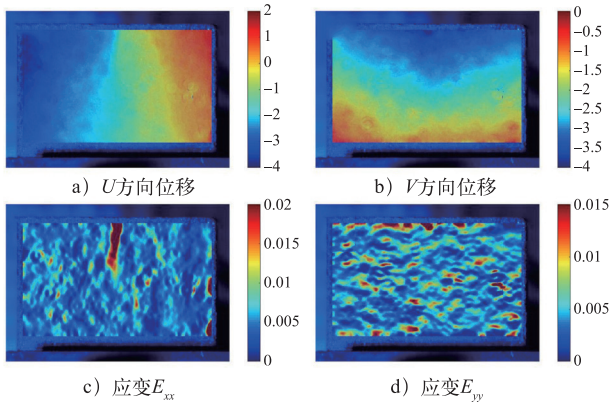


图 16　2 号样品在 t=200 s 时刻（单位：像素）

从 2 号样品的 U 方向和 V 方向的位移场可以看出，样品在加热过程中并未出现类似于 1 号样品倾斜的位移场，因此 2 号样品在加热过程中本身并未发生刚体旋转；并且由于 2 号样品表面更为平整，其表面应变场也具有更小的数值。从 U 方向的位移场可以发现，位移场的分布在样品上端中心附近更加密集；结合 E_{xx} 应变场，样品上边缘中心处明显存在一条“应变集中”的区域，这与 1 号样品右边缘出现的情况类似，因此该处也很可能存在着裂纹。而在对 2 号样品进行试验的过程中，也确实观察到了该位置处出现了一条十分明显的贯穿型裂纹，如图 17 所示。根据应变场计算结果，在应变场的图像数据中对该“应变集中”区域的长度进行测量，得出该区域的长度约占 200 个像素。根据初始图像尺寸的标定结果，在高度方向上每像素的实际长度为 0.05 mm，因此该裂纹的实际长度为 10 mm 左右。

从 2 号样品的 U 方向位移场可以发现，样品底部的整体水平方向位移量较小，而越靠近上部，其表面水平方向的位移量也显著增大。这一方面是由于样品下端被夹具夹持无法自由膨胀，而上端则可以自由膨胀；另一方面可能是由于裂纹的存在，增加了上端受热膨胀的程度。由于很难找到完全不存在裂纹的样品作为对照组，在此采用有限元的方法来研究裂纹对该膨胀程度的影响。因为 1 号样品本身发生了刚体旋转，其水平或竖直方向的热膨胀量难以测得，故仅对 2 号样品的工况进行分析。

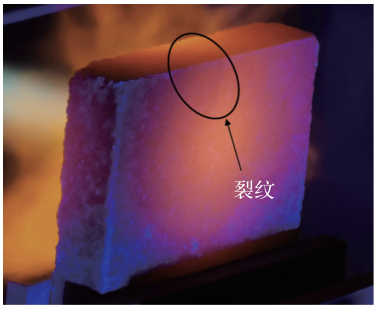


图 17　试验过程中 2 号样品上端出现的裂纹

4　火焰加热 C/SiC 有限元仿真模型的建立

为了模拟出火焰的加热效果，首先根据计算得出的温度场，确定 2 号样品表面温度的分布规律。选取 200 s 时刻的温度场，在 y 轴高度为 300 像素的位置取一条水平直线作为采样直线，如图 18 所示。可以看到该采样直线将温度场分为上下大致相等的两部分。

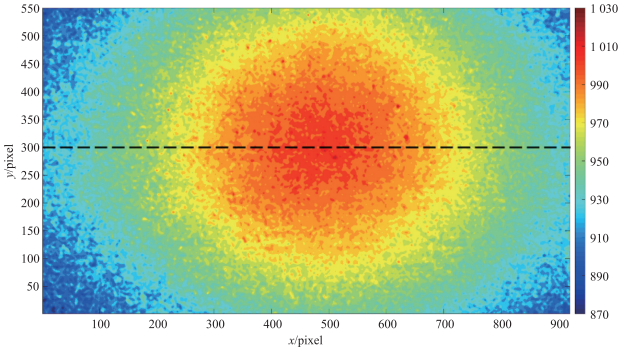


图 18　2 号样品 200 s 时刻温度测量位置（单位：℃）

根据该时刻的温度场数据，得到图 18 中选取的直线位置上的温度分布曲线，如图 19 所示。

从图中可以看到，温度分布曲线具有中间高两边低的特点，与高斯函数具有类似的分布规律。因此，尝试采用高斯函数对温度分布曲线进行拟合，拟合结果如图 19 中红色曲线所示。根据拟合结果数据，确定系数 $R2$ 的值为 0.972，表明高斯函数可以很好地对该温度分布进行模拟。由于温度场具有较好的中心对称性，可以使用二维高斯函数对 C/SiC 加热过程中的温度场进行模拟。

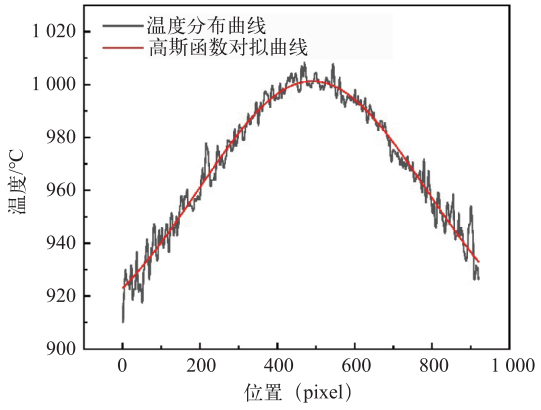
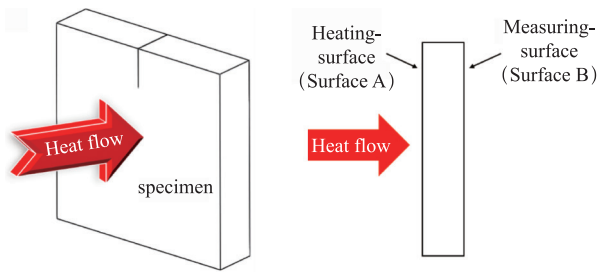


图 19　采样处温度分布曲线及高斯函数拟合曲线

根据以上结果，接下来将采用具有二维高斯分布的热源来对 C/SiC 的加热环境进行数值模拟。数值模拟的模型示意图如图 20 所示。模型样品尺寸与真实样品尺寸一致，为 50 mm × 50 mm × 11 mm，样品上有一条长度为 10 mm 的贯穿型裂纹。样品其中一个面为加热面（A 面），受到具有高斯分布热流的影响，其对面为测量面（B 面），样品底面固定不动。此外，还设有无裂纹的对照组来研究裂纹对样品热膨胀行为的影响程度，并设有不同裂纹长度（5 mm，7.5 mm，12.5 mm，15 mm）的模型来研究相同工况下缝隙长度对样品热膨胀行为的影响。



a）采用的样品模型　　b）样品A、B面的划分

图 20　数值模拟模型示意图

数值模拟在 Ansys Workbench 中进行，采用 Transient Thermal（瞬态温度场求解器）与 Transient Structual（瞬态结构场求解器）求解，耦合形式如图 21 所示。

在进行计算之前时，采用四面体网格对模型进行网格划分，并在裂纹附近进行网格细化，网格质量均在 0.81 以上，如图 22 所示。此外，同一个模型也采用不同密度的网格进行了相同条件下的计算，结果表明模型具有网格无关性。

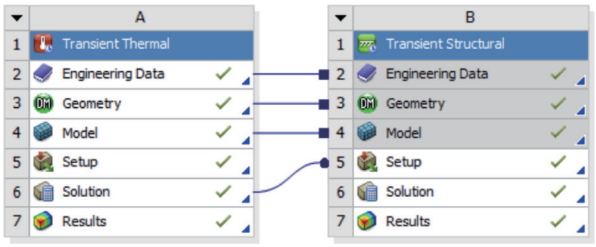


图 21　火焰加热试验数值仿真的求解器耦合形式

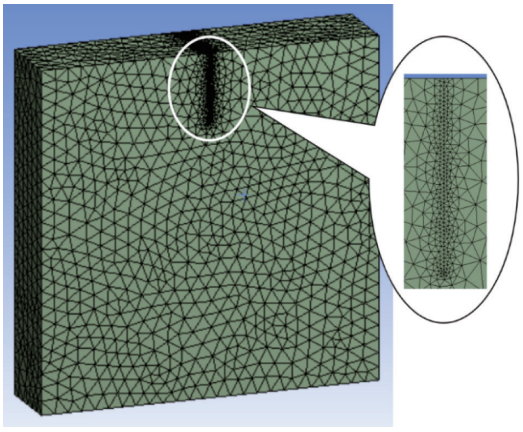


图 22　模型网格划分

经过查阅相关资料并反复调试，最终热流密度函数由式（1）决定：

$$q = 480 \times e^{\frac{x^2+y^2}{2\times 0.02^2}} \tag{1}$$

式中，q 为热流密度，单位为 W/（m^2 · ℃），x 和 y 为坐标轴位置，单位为 m，坐标轴的原点在样品 A 面中心。样品的部分材料参数见表 1。

表 1　数值仿真中样品的材料参数

参数	密度 /（kg/m^3）	比热容 /（J/kg · K^{-1}）	导热系数 /（W/m · K^{-1}）	热膨胀系数 /（K^{-1}）	杨氏模量 / Pa	泊松比
数值	2 800	714.02	25.5	5×10^{-6}	4.1×10^{11}	0.14

5 数值模拟结果

经过数值仿真，得到了裂纹长度分别为 5 mm，7.5 mm，10 mm，12.5 mm，15 mm、以及一组没有裂纹的对照组，在具有高斯分布的热流密度影响下的升温过程以及热膨胀过程。计算结果表明，所有模型在任意时间点的温度场分布是完全一致的，说明裂纹的存在并不会影响温度场的分布。样品 B 面中心处的温度曲线如图 23 所示，从图中可以看到，温度在前 50 s 几乎是线性增长，50~150 s 的时间段升温速率逐渐降低，在第 200 s 时刻温度已经趋于稳定，最终温度维持在 1 000 ℃附近。该这与图 3 中 2 号样品测温点采集到的温度曲线是相当一致的。

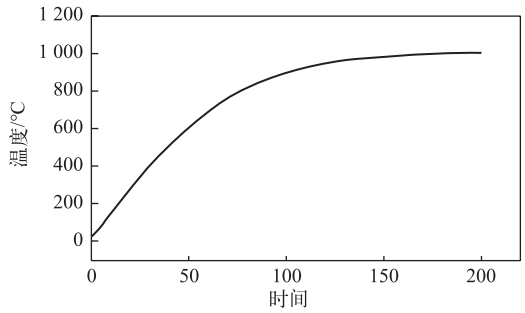


图 23 数值仿真计算得到的样品 B 面中心点温度曲线

计算得出的 B 面在 50 s，100 s，150 s，200 s 时刻温度场分布见图 24。从计算结果来看，B 面上的温度场始保持持着“同心圆”式的分布规律。在 200 s 时刻，数值仿真得出的温度场中心温度为 1 005.7 ℃，边缘处温度约为 910 ℃，这与采用“增强比色法”计算得到的 200 s 时刻的温度场分布也是比较接近的。

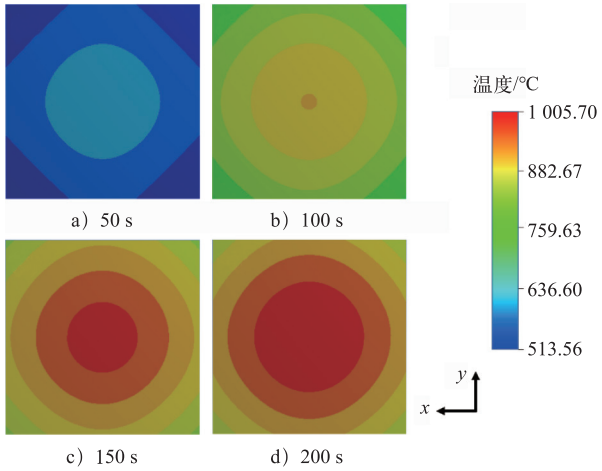


图 24 不同时刻 B 面温度场数值仿真结果

数值仿真计算得出的 B 面在不同时刻的水平方向位移场如图 25 所示。与图 13 至图 16 相对照，可以发现数值仿真得出的水平方向位移场具有与 DIC 法计算出的实际位移场相似的分布规律：样品底部的整体水平方向位移量较小，而越靠近上部，水平方向位移量也越来越大，且在裂纹处水平方向位移场等高线的分布较为密集，即在裂纹附近产生了较大的水平方向位移。

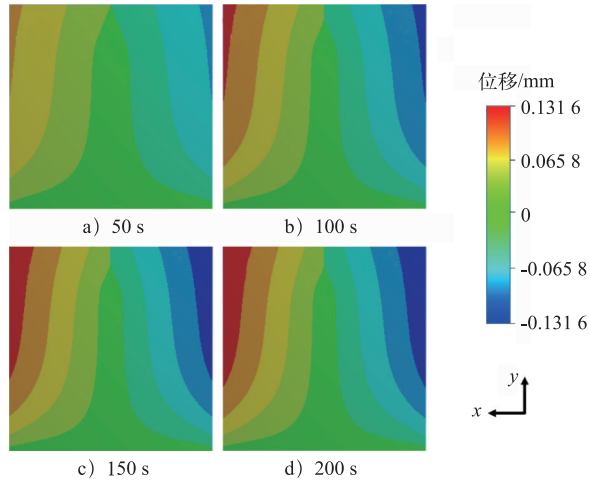


图 25 不同时刻带有 10 mm 裂纹的样品 B 面水平方向位移场数值仿真结果

图 26 是在完全相同的条件下，数值仿真计算得出的无裂纹样品 B 面的水平方向位移场分布变化过程，可以发现无裂纹样品的水平方向位移场同样呈现出底部整体位移量较小、越靠近上部位移量越来越大的分布规律。但不同的是，无裂纹的样品在靠近上端时不会出现位移场变得集中的现象，位移场上的等高线在样品上并没有出现交汇。因此，从数值仿真结果可以看到，裂纹的存在会使得附近产生更大的水平方向位移。对数值仿真计算得出的样品上边缘在加热过程中水平方向长度的变化情况进行记录，如图 27 所示。

从图 27 中可以更加直观的看出，裂纹的存在使得样品上边缘发生了更大的热膨胀量，可以推断这种热膨胀量实际上是由裂纹本身的“张开”引起的。将图 27 中两条曲线的差值曲线与裂纹最上端水平方向张开量作对比，如 28 所示。

从图 28 可以看到，裂纹最大宽度始终是比由裂纹“张开”引起的上边缘水平方向长度的增长量是要大的。如图 29 所示，裂纹附近具有较大的竖直方向位移，裂纹向水平方向左右“张开”的同时，其顶端也在沿着竖直方

向向上膨胀。虽然样品上边缘的左右两个端点也沿着竖直方向向上膨胀，但其膨胀幅度不如裂纹附近的样品。这也是图 28 中根据样品上边缘左右两个端点测得的差值曲线始终要比裂纹最大宽度小曲线的原因。

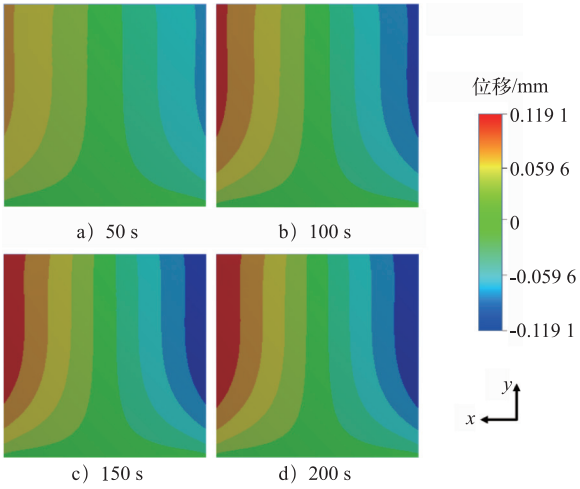


图 26　不同时刻无裂纹样品的 B 面水平方向位移场数值仿真结果

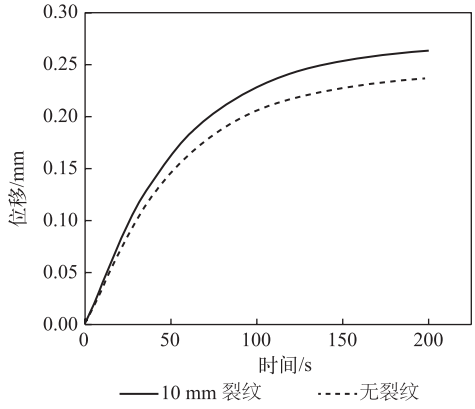


图 27　加热过程中带有 10 mm 裂纹及无裂纹样品上边缘水平方向长度的变化

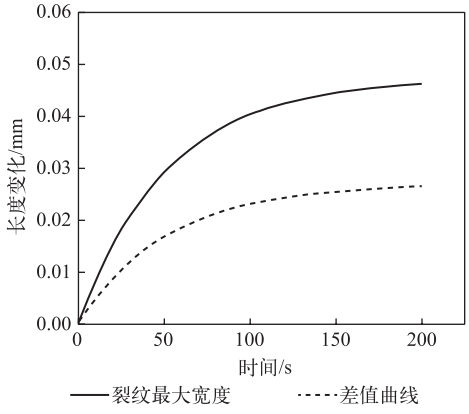


图 28　差值曲线与裂纹最大宽度的变化过程

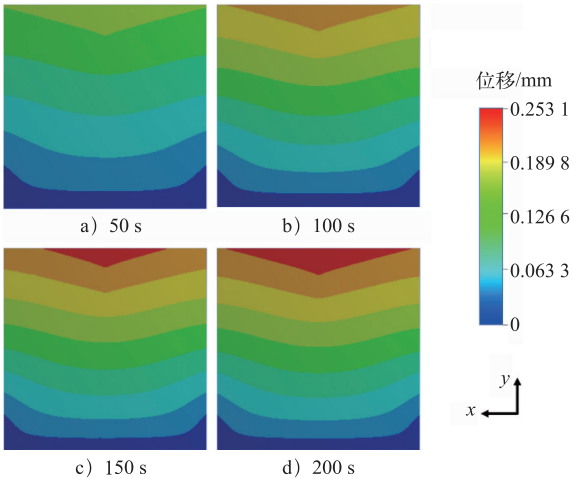


图 29　不同时刻带 10 mm 裂纹样品的 B 面竖直方向位移场数值仿真结果

为了进一步研究裂纹长度对膨胀量的影响，另外对裂纹长度分别为 5 mm，7.5 mm，12.5 mm，15 mm 的样品进行了数值仿真计算。在第 200 s 时刻，裂纹长度与样品上边缘水平方向长度变化量的关系见图 30。计算结果显示，随着裂纹长度的增加，样品上边缘水平方向长度变化量急剧增长。

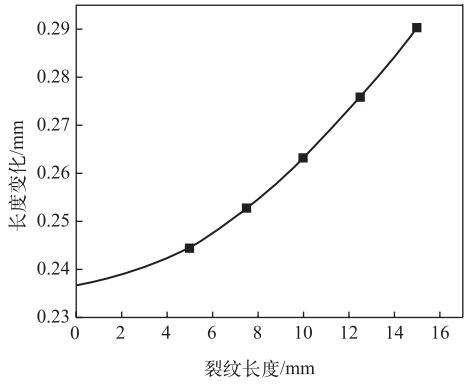


图 30　第 200 s 时刻带有不同长度裂纹的样品上边缘水平方向长度变化值

6　结论

本文基于 DIC 法与数值仿真方法，对 C/SiC 的热膨胀行为进行了研究，主要结论如下：

1）通过“增强比色法”，在氧丙烷火焰加热 C/SiC 试验中测得了样品表面温度场的变化过程，再通过 DIC 法计算得到了样品表面位移场与应变场，并确定 1 号样品发生了刚体旋转，而 2 号样品上端存在一条非常明显的贯穿型裂纹；

2）根据计算得出的温度场，采用 Ansys Workbench 进行数值仿真，得到了与试验环境较为一致的具有“同心圆”式分布的加热环境，并计算得出了与 DIC 计算结果较为一致的位移场分布；

3）数值仿真结果表明，样品上端裂纹的存在会使得样品的热膨胀行为发生改变。在升温过程中，裂纹附近会产生较大的水平及竖直方向位移，即裂纹的存在增加了样品上端的热膨胀量，而这种增加量是由于裂纹“张开”导致的。不同长度的裂纹与样品上端热膨胀量关系的计算结果显示，随着裂纹长度的增加，样品上边缘水平方向长度变化量急剧增长。

参考文献

[1] GAJIWALA H，VAIDYA U，SODAH S，et al. Hybridized resin matrix approach applied for development of carbon/carbon composites—I [J]. Carbon，1998，36 (7-8)：903-912.

[2] JIAN K，CHEN Z，MA Q，et al. Effects of pyrolysis processes on the microstructures and mechanical properties of Cf/SiC composites using polycarbosilane [J]. Materials Science Engineering：A，2005 (390)：154-158.

[3] CHRISTIN F. Design，Fabrication，and Application of Thermostructural Composites（TSC）like C/C，C/SiC，and SiC/SiC Composites [J]. Advanced Engineering Materials，2002，4 (12)：903-912.

[4] BEHRENS B，MUELLER M. Technologies for thermal protection systems applied on re-usable launcher [J]. Acta Astronautica，2004，55 (3-9)：529-536.

[5] LI Q，DONG S，WANG Z，et al. Fabrication and properties of 3-D Cf/ZrB2–ZrC–SiC composites via polymer infiltration and pyrolysis [J]. Ceramics International，2013，39 (5)：5937-5941.

[6] 白瑀，汤富领，杨彦龙，等. C/SiC 喷管及其超高温抗氧化涂层烧蚀行为模拟研究 [J]. 表面技术，2019，48 (11)：315-321.

[7] 文章苹，张骋，张永刚. 碳纤维增强碳化硅陶瓷基复合材料的研究进展及应用 [J]. 人造纤维，2018，48 (1)：18-24.

[8] 杜双明，乔生儒. 3D-C/SiC 复合材料的高温疲劳性能 [J]. 宇航材料工艺，2008 (5)：71-74.

[9] YANG X，HU H，ZHANG Y，et al. Thermal shock properties of 3D-C/SiC composites prepared via polymer infiltration pyrolysis（PIP）[J]. Ceramics International，2014，40 (7)：9087-9094.

[10] 张晗翌，陈伟华，王丽燕，等. C/SiC 复合材料高温有氧重复使用条件下力热性能演化研究 [J]. 航天制造技术，2020 (6)：19-23.

[11] 吴大方，王岳武，高镇同，等. C/SiC 复合材料结构 1500℃高温氧化环境下的热 / 力联合试验研究 [J]. 复合材料学报，2015，32 (4)：1083-1091.

[12] ZHANG Z，YANG Z，NIE H，et al. A thermal stress analysis of fluid–structure interaction applied to boiler water wall [J]. Asia-Pacific Journal of Chemical Engineering，2020，15 (3)：1-14.

[13] SUN Z，SHAN Z，SHAO T，et al. A multiscale modeling for predicting the thermal expansion behaviors of 3D C/SiC composites considering porosity and fiber volume fraction - ScienceDirect [J]. Ceramics International，2020，47 (6)：7925-7936.

[14] 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 Mass Transfer，2019 (140)：410-419.

[15] ZHAO S，DONG J，LV C，et al. Thermal Mismatch Effect and High-Temperature Tensile Performance Simulation of Hybrid CMC and Superalloy Bolted Joint by Progressive Damage Analysis [J]. International Journal of Aerospace Engineering，2020 (2)：1-14.

收稿日期：2025-02-05