

2.5D 编织结构复合材料温度场特征研究^{*}

吴昕宇¹, 赵 晓², 屠泽灿¹, 毛军逵¹, 贺振宗¹

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 江苏 南京 210016;

2. 康明斯(中国)投资有限公司, 北京 100000)

摘 要: 考虑到编织结构陶瓷基复合材料(CMC)在涡轮叶片等航空发动机高温部件应用时, 材料内部编织结构特征会导致高温部件的温度场存在波动性。为了研究复合材料温度场的波动特征, 以2.5D编织结构复合材料为例, 分别建立了基于等效导热系数的均匀化平板模型和基于材料全尺寸细观编织结构的平板模型, 计算对比了两种平板模型的温度场分布及内部热量传输特征, 同时探究了材料内部编织结构的角度、纤维束轴向与径向导热系数比、纤维束与基体导热系数比等材料结构特征参数和热物性特征参数对材料表面温度波动的影响规律, 并开展了编织结构平板的温度场测试实验。研究表明: 与基于等效导热系数计算得到的平板温度场相比, 基于全尺寸编织结构平板模型得到的温度场存在明显的波动特征, 当平板内部平均温度梯度为25383K/m时, 表面温度波动幅值达到12.41K, 表面最高温度由906.96K增加到911.60K, 并且在平板内部热量的传输方向沿着纱线发生明显的偏转。同时, 随着纱线编织角度的增加, 材料表面温度波动幅值下降, 但表面的高温区域增加, 沿着经纱轴向的温度波动频次增加。随着纤维束轴向与径向导热系数比的增加, 材料表面的高温区域基本不变, 温度波动幅值小幅下降, 均匀性增强; 随着纤维束与基体导热系数比的增加, 材料表面的高温区域增加, 温度波动幅值降幅较大, 均匀性得到较大提高。在本文的研究范围内, 当边界温度达到1600K时, 基于等效导热系数的方法无法准确地预估复合材料的温度场。

关键词: 航空发动机; 涡轮叶片; 复合材料; 热传导; 编织结构; 温度分布; 各向异性

中图分类号: V231.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-4055 (2019) 11-2606-12

DOI: 10.13675/j.cnki. tjjs. 180654

Study on Temperature Field Characteristics of 2.5D Braided Composites

WU Xin-yu¹, ZHAO Xiao², TU Ze-can¹, MAO Jun-kui¹, HE Zhen-zong¹

(1. College of Energy and Power, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Cummins (China) Investment Co. LTD, Beijing 100000, China)

Abstract: When the braided structural CMC material is applied to high-temperature components of aero-engines such as turbine blades, the internal structure of the braided composites will cause the temperature fluctuation. 2.5D braided composite was taken as an example to investigate the temperature field fluctuation characteristics of composite materials. The homogeneous plate model on the basis of effective thermal conductivity and the

^{*} 收稿日期: 2018-10-18; 修订日期: 2018-12-13。

基金项目: 中国博士后科学基金(2018M642248); 国家自然科学基金青年基金(51806103); 江苏省自然科学基金青年基金(BK20170800)。

作者简介: 吴昕宇, 硕士生, 研究领域为复合材料热分析。E-mail: 359499612@qq.com

通讯作者: 毛军逵, 博士, 教授, 研究领域为航空宇航推进理论与工程。E-mail: mjke@nuaa.edu.cn

引用格式: 吴昕宇, 赵 晓, 屠泽灿, 等. 2.5D 编织结构复合材料温度场特征研究[J]. 推进技术, 2019, 40(11):2606-2617. (WU Xin-yu, ZHAO Xiao, TU Ze-can, et al. Study on Temperature Field Characteristics of 2.5D Braided Composites[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(11):2606-2617.)

plate model on the basis of full-size microscopic structure of the braided material were constructed respectively. The temperature distribution and the internal heat transfer characteristics of the two plate models were calculated and compared. Moreover, the effects of the structural parameters (e.g., the angle of the internal braided structure) and the thermal property parameters (e.g., the ratio of axial to radial thermal conductivity of fiber bundle and the thermal conductivity ratio of fiber bundle to matrix) on the temperature fluctuation of materials were also studied. In addition, the test experiment on temperature field of the braided structural plate was carried out. The results show that comparing with the temperature field calculated based on the effective thermal conductivity, the temperature field obtained based on the full-size braided structural plate model shows more obvious fluctuation. When the average internal temperature gradient inside the plate is 25383K/m, the amplitude of the temperature fluctuation on the surface reaches to 12.41K, the value of the highest temperature increases from 906.96K to 911.60K and the direction of heat transfer inside the plate is significantly deflected along the yarn. Meanwhile, with the warp braiding angle increasing, the amplitude of the temperature fluctuation decreases. However, the high temperature region on the surface and the frequency of the fluctuation along the axial direction of the warp increase. As the ratio of axial to radial thermal conductivity of fiber bundle increases, the high temperature region on the surface of the material is almost unchanged, but the amplitude of the temperature fluctuation decreases slightly and the uniformity of the temperature is enhanced. As the thermal conductivity ratio of fiber bundle to matrix increases, the high temperature region of the material surface increases, but the amplitude of the temperature fluctuation decreases greatly and the uniformity of the temperature is greatly improved. In this paper, when the boundary temperature reaches to 1600K, the method based on effective thermal conductivity cannot estimate the temperature field of the braided materials correctly.

Key words: Aeroengine; Turbine blade; Composite materials; Heat transfer; Braided structure; Temperature distribution; Anisotropy

1 引言

近年来,航空发动机的推重比不断提升,涡轮进口温度也随之提高。推重比为12~15的航空涡轮发动机燃烧室出口燃气的温度将高达2100K~2300K^[1],这远超目前涡轮叶片所使用高温合金材料的耐热极限。因此在发展高效冷却技术的同时,耐高温的陶瓷基复合材料(Ceramic matrix composite, CMC),尤其是编织结构纤维增韧的陶瓷基复合材料因具有良好的机械性能和耐高温特性,得到较多的研究关注,并逐渐被应用在航空发动机的高温部件中^[2]。

在针对CMC材料航空发动机高温部件开展分析时,由于纤维束本身的各向异性以及纤维束与基体导热系数的差异,使得编织结构CMC材料在宏观尺度整体构件以及细观尺度纤维束均具有显著的各向异性特征。在早期,为了获得材料的物性参数,学者们采用均匀化和多尺度渐进分析的方法预估了复合材料的宏观特性参数^[3-8]。后来,不少学者在此基础上,通过引入材料的细观几何特征,构建反映材料几何结构的代表体积单元(Representative volume element, RVE)进行求解。郑君等^[9]针对2.5D编织型复合材料,假设其经纱截面为矩形,纬纱截面为双凸透

镜形,在不同的经纱密度情况下建立反映复合材料内部真实结构的RVE模型。董伟峰等^[10]采用圆形的纤维束截面,并且假设经纱沿正弦曲线分布,建立了2.5D编织型复合材料的RVE模型来计算材料的力学性能,发现编织结构对于材料的力学性能有较大的影响,RVE内应力分布不均匀,应力主要集中于纤维内。路怀玉^[11]在2.5D编织型复合材料的强度的研究中,建立截面形状为多边形的RVE模型,对2.5D复合材料的拉伸和剪切强度等力学性能进行了数值研究,发现RVE内的应力分布具有一定的波动性,应力集中区的分布与纱线走向以及编织结构有关,并通过试验验证了该RVE模型的精度。

以上的研究大多针对材料的力学性能,而针对温度场预估的研究较少。Jiang等^[12]提出了一种考虑真实纱线结构的RVE模型来预估3D编织型复合材料的等效导热系数及其温度场,并发现在RVE的同一平面内温度分布不均匀,具有一定波动性,且纱线区域的温度高于基体的温度。Dong等^[13]建立了复合材料内部的RVE模型,研究了3D编织型复合材料平面内和垂直平面方向的热传导特征。李辉等^[14]建立了具有代表性的碳纤维束微观结构模型以及复合材料的单胞结构模型,计算了在稳态边界条件下材料

的等效导热系数,发现在模型内部热量和温度主要沿着纱线的轴向分布。Dong等^[15]同样对2.5D编织型复合材料的结构详细分析,分别建立了微尺度基体-孔洞RVE和纱线-基体RVE以及全尺寸模型,计算分析材料的导热特性,并在全尺寸模型内发现温度场的分布和热流的传递具有一定的波动性。

综合来看,在RVE引入微观细节后,特别是采用全尺寸的细观模型后,不少学者发现应力以及温度分布具有一定的波动性^[9-15]。对于编织结构复合材料而言,目前普遍采用的宏观等效导热系数方法得到的温度场较为均匀,无法准确描述材料本身各向异性引起的温度波动特征,而通过全尺寸模型计算得到的细观温度场却能很好地反映材料的温度波动特征,准确预估温度场。因此,为了防止编织结构复合材料局部温度过高而导致性能的降低,需要对编织结构复合材料的温度波动特征进行研究。并且在热分析中,针对编织结构复合材料内部热量传输机制,探究材料内部各向异性特征和编织结构参数等对材料内部热流分布及温度波动影响规律,这方面的研究也相对较少。

针对上述问题,本文以2.5D编织结构复合材料样板为研究对象建立基于材料全尺寸细观编织结构的平板模型进行温度场计算,并对比分析基于等效导热系数均匀化平板模型的温度场来研究2.5D编织结构复合材料内部热量传递以及温度波动特征,同时开展复合材料温度场测试实验来获得材料的温度场。此外,改变纱线的编织结构和导热系数,研究了材料热流分布和温度场波动特征与纱线编织角和纱线导热系数各向异性特征之间的关系。

2 物理模型和计算方法

2.1 物理模型

本文的研究对象是2.5D编织型复合材料样板,如图1所示。样板纤维束材料为SiC,牌号为SLF-SiC-NF,基体采用的是LT-5028A型环氧树脂。2.5D

编织型复合材料的纤维束编织结构包括经纱和纬纱,其中纬纱水平分布排列,经纱呈波浪形弯曲贯穿并锁紧不同编织层的纬纱^[16]。

2.2 计算模型

根据2.5D编织结构复合材料的几何特征,在材料力学性能以及温度场的计算中,不少学者将弯曲的纱线简化为直线并且发现计算结果具有较高精度^[11,14-15]。本文基于文献[11]提出的2.5D编织结构复合材料细观结构模型,结合图1中材料的几何尺寸以及细观结构特征,建立了如图2中所示的2.5D编织结构全尺寸平板模型,记为Geo 1。纱线的截面如图2(a)所示。经纱(紫色)在长度方向(Z轴方向)穿过一个纬纱(蓝色)Z向间距的同时在Y轴正向或负向穿过2层纬纱,纬纱沿X轴方向水平排列,计算模型的整体几何尺寸为35mm×4.8mm×3.3mm,如图2(c)所示。图2(d)标示了模型编织结构参数。表1列出了编织结构参数的具体数值,其中 w_{warp} 为经纱纤维束宽度, w_{weft} 为纬纱纤维束宽度, Δd_{warp} 为同一层相邻经纱间距, Δd_{weft} 为同一层相邻纬纱间距, t 为经纬纱纤维束厚度, δ 为相邻经纱与纬纱的Y向间距, α 为纱线编织角, ε 为纱线体积比。模型的建立中作如下假设:

- (1)纱线的截面形状为六边形。
- (2)经纱和纬纱的截面形状相同。
- (3)所有的纱线和基体紧密排列,没有间隙。

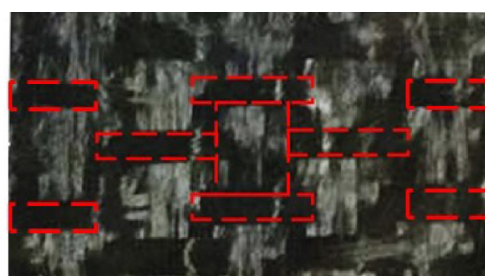
Table 1 Braided structure parameters of Geo 1

Parameters	Value	Parameters	Value
$w_{\text{warp}}/\text{mm}$	1.8	$w_{\text{weft}}/\text{mm}$	3
t/mm	0.2	$\Delta d_{\text{warp}}/\text{mm}$	0.6
$\Delta d_{\text{weft}}/\text{mm}$	2	δ/mm	0.1
$\alpha/(\circ)$	34	$\varepsilon/\%$	34.78

同时,为了对比分析基于等效导热系数的均匀化平板模型和基于材料全尺寸细观编织结构平板模型的差异,本文建立了与图2(c)中所示计算模型具



(a) Schematic diagram of the sample surface



(b) Partial enlarged drawing A

Fig. 1 Schematic diagram of 2.5D braided composite

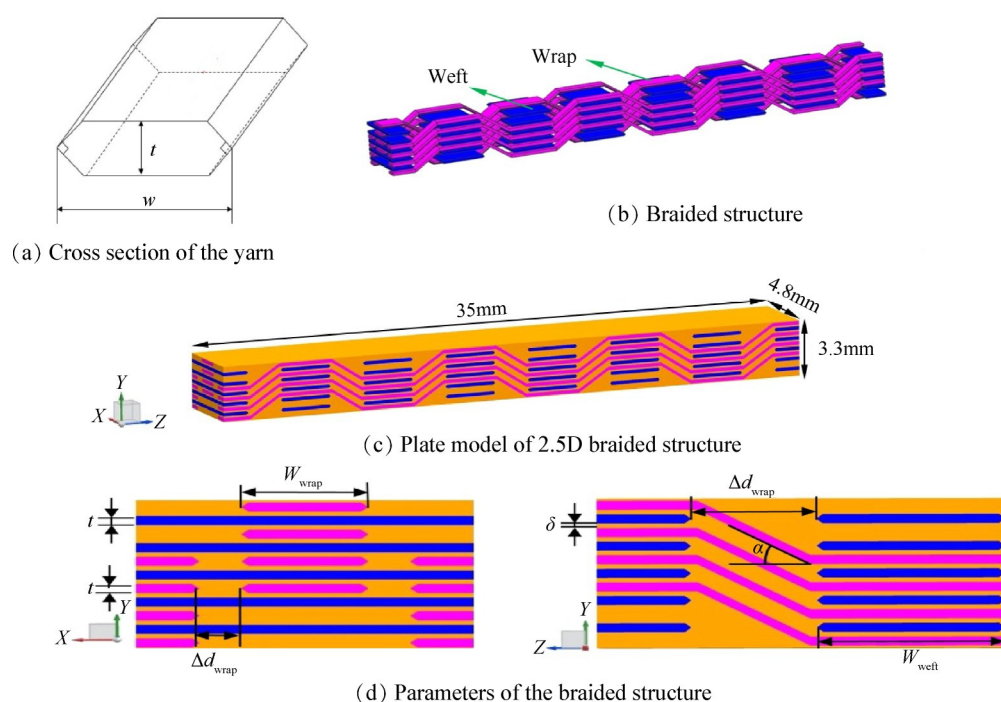


Fig. 2 Numerical model

有相同几何尺寸的均匀化平板模型,记为 Geo 0。

2.3 计算流程

本文以 2.5D 编织结构样板为对象,首先分别建立基于等效导热系数的均匀化平板模型和基于材料全尺寸的细观编织结构平板模型,然后对模型不同位置施加定温和对流边界条件并求解温度场。改变全尺寸模型的编织结构和纤维束的导热系数,再次计算得到不同的温度场分布和热流传输特征并进行分析。

2.4 控制方程

本章计算部分应用商业软件 COMSOL Multiphysics 的 Heat transfer in solids 模块进行稳态、无内热源条件下的 2.5D 编织型复合材料的固体传热计算。控制方程如下

$$\lambda_{xx} \frac{\partial^2 T}{\partial X^2} + \lambda_{yy} \frac{\partial^2 T}{\partial Y^2} + \lambda_{zz} \frac{\partial^2 T}{\partial Z^2} + (\lambda_{xy} + \lambda_{yx}) \frac{\partial^2 T}{\partial X \partial Y} + (\lambda_{xz} + \lambda_{zx}) \frac{\partial^2 T}{\partial X \partial Z} + (\lambda_{yz} + \lambda_{zy}) \frac{\partial^2 T}{\partial Y \partial Z} = 0 \quad (1)$$

式中 $\lambda_{ij}(i,j=X,Y,Z)$ 为计算坐标系下各向异性的导热系数矩阵, T 为温度。计算坐标系下, X 轴沿复合材料的宽度方向, Y 轴沿复合材料的厚度方向, Z 轴沿复合材料的长度方向。

2.5 各向异性导热系数设置

计算中材料基体为环氧树脂,其导热系数 λ_m 由材料供应商提供,具体数值为 $\lambda_m=0.2\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。经纱及纬纱等纤维束的材料为 SiC 纤维,导热系数具有明

显的各向异性,研究中采用 3 个方向上的导热系数表征纤维束的各向异性,即导热系数较大的纤维束轴向 ζ (导热系数主方向) 以及垂直于纤维束轴向的两个方向 ν 和 η 。如图 3 所示,建立导热主方向坐标系 (ν, η, ζ) 。纱线导热系数同样由材料供应商提供,具体数值为 $\lambda_\zeta=9.66\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, $\lambda_\nu=\lambda_\eta=1.48\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。

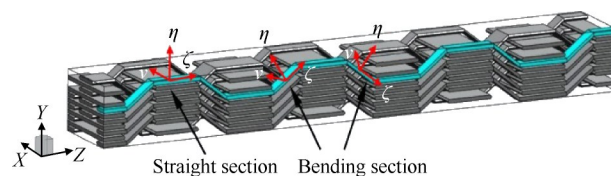


Fig. 3 Main direction of warp heat conduction

由于在材料内部的结构中,编织纱线在空间上存在偏转和弯曲,纱线的轴向持续变化,进而导致编织纱线的导热主方向也发生变化,即导热主方向坐标系 (ν, η, ζ) 和计算坐标系 (X, Y, Z) 之间存在夹角,并且改变位置时,该夹角也会发生变化。此时各向异性导热系数在计算坐标系中的空间分布较为复杂,需要对各向异性导热系数进行转换。

根据文献[17]的研究成果,各向异性复合材料的导热系数在宏观绝对坐标系中可以用矩阵形式来表示,即

$$\lambda_{ij} = \begin{bmatrix} \lambda_{xx} & \lambda_{xy} & \lambda_{xz} \\ \lambda_{yx} & \lambda_{yy} & \lambda_{yz} \\ \lambda_{zx} & \lambda_{zy} & \lambda_{zz} \end{bmatrix} \quad (2)$$

而在复合材料的导热主方向相对坐标系中,该系数矩阵可以表示为

$$\lambda_{(v,\eta,\xi)} = \begin{bmatrix} \lambda_v & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_\eta & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_\xi \end{bmatrix} \quad (3)$$

图3所示经纱的导热系数主方向沿着计算坐标系的Z轴,但是经纱平直段和弯折段的主方向坐标系不同,需分别设置导热系数。经纱平直段的主方向坐标系与计算坐标系一致。因此经纱平直段各向异性的导热系数矩阵为

$$\begin{bmatrix} \lambda_{XX} & \lambda_{XY} & \lambda_{XZ} \\ \lambda_{YX} & \lambda_{YY} & \lambda_{YZ} \\ \lambda_{ZX} & \lambda_{ZY} & \lambda_{ZZ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_v & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_\eta & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_\xi \end{bmatrix} \quad (4)$$

经纱弯折段纱线主方向坐标系与计算坐标系不一致。需对坐标进行转换。式(5),(6),(7)中给出了计算坐标系中导热系数与主方向坐标系中导热系数的关系^[18]。式中, α, β, γ 表示:主方向坐标系绕X轴旋转角度 α ,再绕Y轴旋转角度 β ,最后绕Z轴旋转角度 γ 后与计算坐标系重合。(其中逆时针旋转的角度为正,顺时针旋转为负)。 A, B 为方向余弦矩阵。

$$\begin{bmatrix} \lambda_{XX} & \lambda_{XY} & \lambda_{XZ} \\ \lambda_{YX} & \lambda_{YY} & \lambda_{YZ} \\ \lambda_{ZX} & \lambda_{ZY} & \lambda_{ZZ} \end{bmatrix} = [A] \begin{bmatrix} \lambda_v & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_\eta & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_\xi \end{bmatrix} [B] \quad (5)$$

$$[A] = \begin{bmatrix} \cos\gamma\cos\beta & -\cos\alpha\sin\gamma + \cos\gamma\sin\beta\sin\alpha \\ \sin\gamma\cos\alpha & \cos\gamma\cos\alpha + \sin\gamma\sin\beta\sin\alpha \\ -\sin\beta & \cos\beta\sin\alpha \\ \sin\gamma\sin\alpha + \cos\gamma\sin\beta\cos\alpha \\ -\cos\gamma\sin\alpha + \sin\gamma\sin\beta\cos\alpha \\ \cos\beta\cos\alpha \end{bmatrix} \quad (6)$$

$$[B] = [A]^T \quad (7)$$

纬纱的主方向坐标系和计算坐标系一致。但是与经纱不同的是,纬纱的导热系数主方向沿着计算坐标系的X轴,因此,纬纱各向异性的导热系数矩阵为

$$\begin{bmatrix} \lambda_{XX} & \lambda_{XY} & \lambda_{XZ} \\ \lambda_{YX} & \lambda_{YY} & \lambda_{YZ} \\ \lambda_{ZX} & \lambda_{ZY} & \lambda_{ZZ} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_\xi & 0 & 0 \\ 0 & \lambda_\eta & 0 \\ 0 & 0 & \lambda_v \end{bmatrix} \quad (8)$$

对于应用等效导热系数的均匀化模型,计算时在导热系数矩阵中只需给出计算坐标系下三个方向的等效导热系数即可。由仪器通过激光闪射法测得材料三个方向导热系数为 $\lambda_x=1.909\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, $\lambda_y=0.335\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, $\lambda_z=0.818\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ 。

2.6 边界条件

将模型的六个边界分别记为①~⑥,如图4所示,其中边界①为定温边界条件并且根据不同工况而改

变。边界⑤和⑥设置为周期性边界条件。边界②③④为第三类边界条件,其换热系数 $h=12.55\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ 。

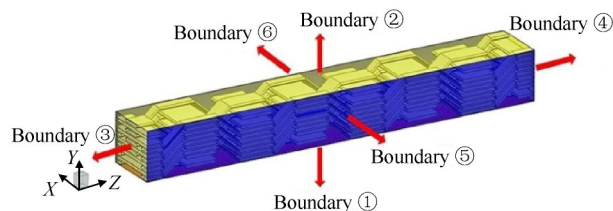


Fig. 4 Boundary condition

2.7 网格划分

本文数值计算均采用自由四面体网格,为了精确地捕捉经纱和纬纱接触面之间的热量传递,对经纱和纬纱交织区域的网格进行了细化。研究中首先展开了网格无关性试验,网格数量分别为120629, 229036, 538938, 709527和969303。图5中给出了网格数量不同时模型表面②最高温度数值的变化曲线。从图中可以看出,当网格量由120629增加至969303时,表面②最高温度的相对变化不超过1%。因此综合考虑计算资源以及计算耗时,本文选用的网格数量为229036。

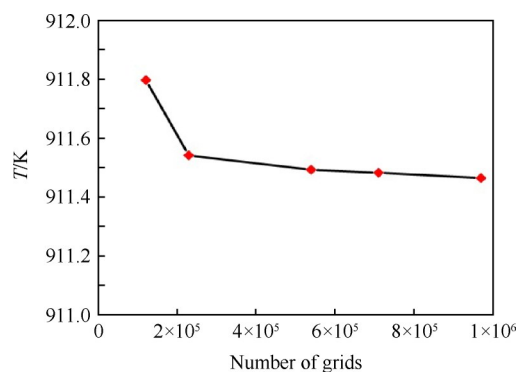


Fig. 5 Verification of grid independence

2.8 计算工况

首先,以Geo 1和Geo 0模型为对象,设置定温边界条件①为983.15K,研究基于等效导热系数的均匀化平板模型和基于材料全尺寸细观编织结构平板模型的温度场分布和内部热流传输特征。

其次,改变纱线编织角,由Geo 1的34°增加到60°和75°,得到两个全新的编织结构,记为Geo 2和Geo 3,编织结构参数的具体数值见表2。计算中Geo 1, Geo 2和Geo 3采用相同的边界条件和网格划分策略。设置定温边界条件①为983.15K,研究编织结构对与材料温度场分布和内部热流传输特征的影响,

接着,以 Geo 1 为对象设置不同的纱线导热系数。设置定温边界条件①的温度为 383.15K,研究了纱线导热系数各向异性程度对于材料温度场分布和热流传输特征的影响。定义纱线轴向与径向导热系数的比值为 I ,纱线主方向导热系数与基体导热系数的比值为 r 。将 2.5 小节内纱线导热系数 $\lambda_\xi=9.66\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, $\lambda_\nu=\lambda_\eta=1.48\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$, 记为 Case 1。在 Case 1 的基础上改变 I 和 r 的值,得到不同的纱线导热系数。表 3 包含了所有的导热系数。将 Case 1 下 Geo 1 表面温度分布与实验值进行对比。

Table 2 Braided structure parameters of Geo 1, Geo 2 and Geo 3

Parameters	Geo 1	Geo 2	Geo 3
$w_{\text{warp}}/\text{mm}$	1.8	1.8	1.8
$w_{\text{weft}}/\text{mm}$	3	4	1.8
t/mm	0.2	0.2	0.2
$\Delta d_{\text{warp}}/\text{mm}$	0.6	0.6	0.6
$\Delta d_{\text{weft}}/\text{mm}$	2	1	0.5
δ/mm	0.1000	0.1375	0.0750
$\alpha/(\circ)$	34	60	75
$\varepsilon/\%$	34.78	36.10	38.52

最后,以 Geo 1 和 Geo 0 模型为对象,改变定温边界条件①,由 383.15K 以 100K 为步长增加到 983.15K,研究不同边界条件下基于等效导热系数的均匀化平板模型和基于材料全尺寸细观编织结构平板模型表面温度分布的差异。

在模型表面②上选择两条温度特征线并且固体域内部选择一个特征面 C ,如图 6 所示。 C 不仅穿过所有的纬纱,同时穿过计算域中间的 4 层经纱。用来分析模型表面和内部的温度分布和热量传输特征。

Table 3 Anisotropic thermal conductivity of yarn in Geo 1

Case	$\lambda_\nu, \lambda_\eta, \lambda_\xi/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	Value
1	1.48, 1.48, 9.66	$I=6.53/r=48.3$
2	2.96, 2.96, 19.32	$I=6.53/r=96.6$
3	5.92, 5.92, 38.64	$I=6.53/r=193.2$
4	8.88, 8.88, 57.96	$I=6.53/r=289.8$
5	1.48, 1.48, 14.8	$I=10$
6	1.48, 1.48, 19.24	$I=13$
7	1.48, 1.48, 23.68	$I=16$

2.9 参数定义

本文针对 2.5D 编织结构复合材料进行计算,分析其温度场分布以及热流传输特征,根据 Trias 等^[19]的研究成果,物理场可以通过均值和均方差来描述,

因此,本文研究中采用相同的办法去描述温度场,即温度场的均值 μ 和均方差 σ 。

$$\mu = \frac{1}{N} \sum_i^N T_i \tag{9}$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (T_i - \mu)^2} \tag{10}$$

式中 T_i 为通过每个网格点的温度, N 为模型内网格数量。

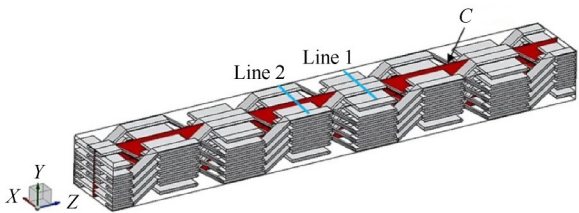


Fig. 6 Feature lines and feature surface

3 验证实验

3.1 实验系统

为了验证本文所建立计算模型的精度,研究中对图 1 所示的样件开展了温度场测试实验。图 7 给出了复合材料样板温度场测试实验系统示意图。系统主要由实验件、铜板加热器、红外热像仪三部分构成。其中,实验件的编织结构为 Geo 1,具体尺寸为 55mm×35mm×3.3mm。铜板加热器对实验件的下表面进行加热,铜板加热器可有效地实现均匀加热。实验前先在实验件下表面均匀地涂上一层导热性能优异的导热硅脂来减小平板与铜板之间的接触热阻,待加热稳定后通过红外热像仪对表面②上的温度进行测试,红外热像仪采用的是 Flir-A615 型号。设置铜板加热器温度为 383.15K,在实验系统达到稳定状态时,实验件通过自然对流与无限大空间进行热量交换,测得环境温度为 293.75K,计算得到实验件表面的自然对流换热系数为 $h=12.55\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K})$ ^[20]。

3.2 实验结果

图 8(a)所示实验件表面②的温度分布。图中红色线框区域和计算模型的尺寸相同,并且在相同位置处标出特征线 Line 1 和 Line 2。图 8(b)和图 8(c)分别给出了实验结果以及计算结果中特征线 Line 1 和 Line 2 的温度分布。从图中可以看出,Case 1 的计算结果与实验结果规律一致,Line 1 上的温度分布为中心高,两端低,Line 2 则相反呈现中心低两端高的特点,数值为同一数量级,实验值与计算值误差最大仅为 0.089%。因此可以认为本文提出的考虑真实编

织几何结构的全尺寸平板模型的计算精度是可靠的。通过该实验数据可知,Line 1温度分布的均方差为0.283K,而Line 2温度分布的均方差为0.287K,两条特征线上温差最大值相同,均为0.769K。通过实验也能发现2.5D编织复合材料导热时温度分布的波动性。

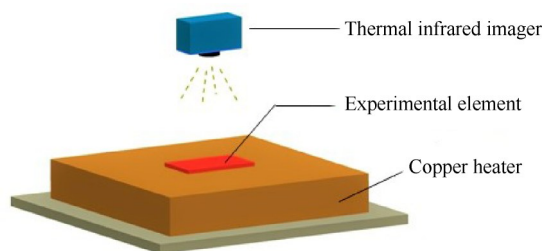
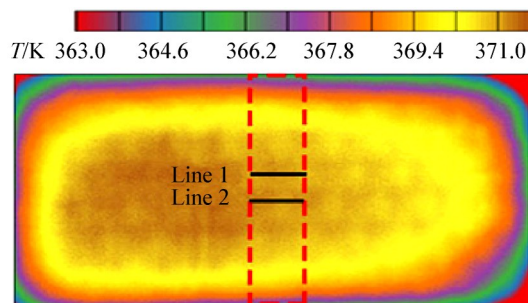
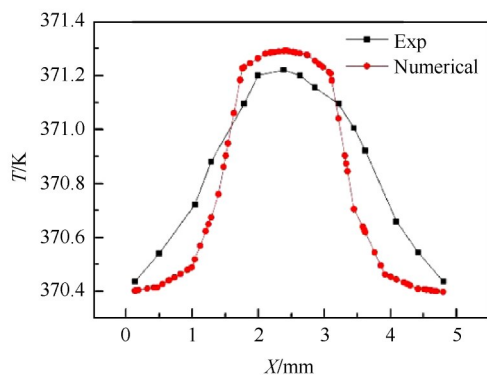


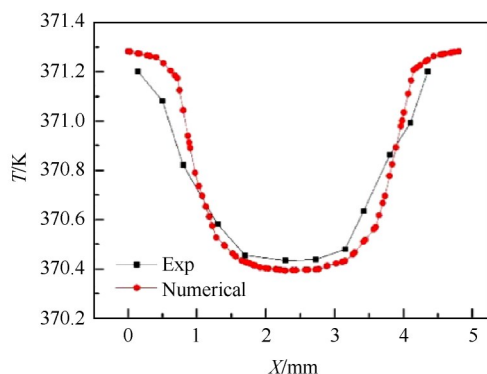
Fig. 7 Experiment system



(a) Temperature distribution on sample surface



(b) Temperature distribution on line 1



(c) Temperature distribution on line 2

Fig. 8 Results of experiment and calculation

4 结果分析

4.1 全尺寸细观模型和均匀化等效模型的温度场对比

图9(a)和图9(b)分别为Geo 0和Geo 1在定温边界条件为983.15K时表面②的温度分布云图。图9(a)中用黑色线框标示出的表面区域温度分布较为均匀。而从图9(b)可以看出,表面温度高低交替变化,呈现明显的波动特征,高温区域主要集中在纱线处。图9(b)中黑色椭圆线框为纱线和基体交界处,此处温度降幅接近6.2K,可以发现编织纱线与基体交界处有较为明显的温度变化。这主要是因为纱线和基体的导热系数相差很大,在热量的传递过程中,热量主要沿着纱线传递,很少一部分沿着基体传递,因而在材料的表面,纱线和基体区域呈现出了截然不同的温度分布,纱线区域温度高于基体区域,两者交界处温差较大。整体上来说,Geo 0表面温度均值为900.539K,Geo 1表面温度均值为901.613K,两者温度均值接近,相差不超过1%。但是Geo 0表面最高温度为906.96K,而Geo 1表面最高温度达到911.60K,且Geo 1表面温度均方差为9.716K,而Geo 0表面温度均方差只有8.709K,两者相差高达11.56%,Geo 1表面温度不均匀性更大。根据计算数据得到此时内部温度梯度为25383K/m,Geo 1表面温度波动的幅值达到12.41K。

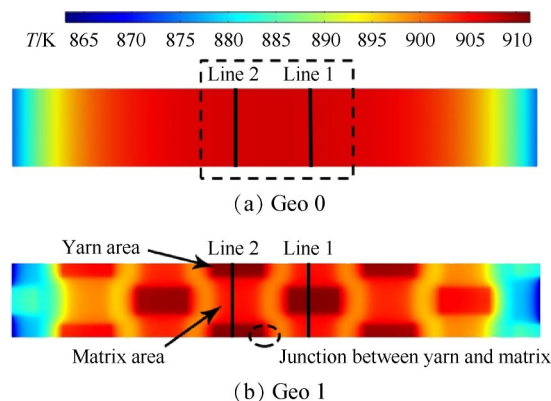


Fig. 9 Temperature distribution on boundary 2

图10(a)和(b)分别给出模型表面②上Line 1和Line 2的温度分布。从图中可以得到Geo 0表面Line 1的温度值约为902.475K,Line 2的温度值约为902.425K。这两条线上的温度差远小于1%,说明了图10(a)中标出的中心区域整体温度分布均匀。但是,从图10可以明显地看到Geo 1中这两条特征线上温度分布具有波动性。Line 1上的温度分布呈现中

间高两边低的特点,最大值与最小值相差 6.85K。Line 2 上的温度分布特征与 Line 1 的情况正好相反,呈现中间低两边高的特点,最大值与最小值相差 6.81K。原因在于编织纱线区域导热系数高于基体区域,在进行热量传递时,热量集在编织纱线内,导致该纱线区域温度高于基体区域,且越靠近纱线区域温度越高,这导致在特征线温度随着纱线和基体区域高低交替分布的现象。通过以上分析可见,2.5D 编织结构复合材料编织结构的特点,导致了 Geo 1 表面②温度分布具有波动性,并且编织结构的特点与温度波动的特点是相互对应的。

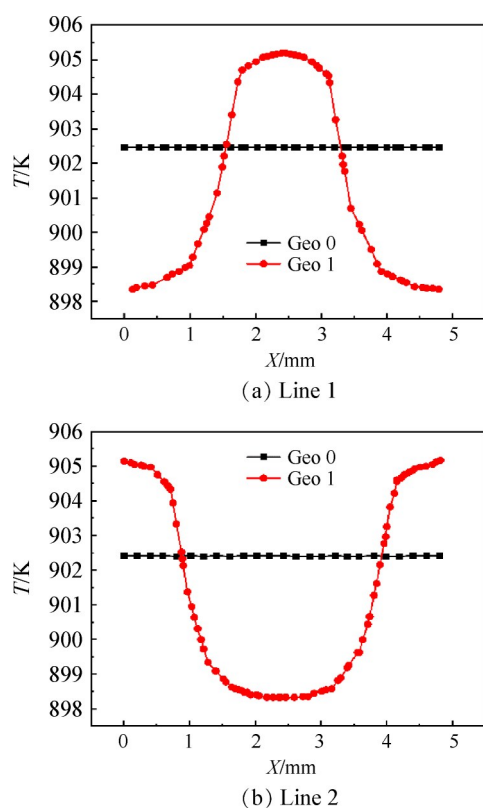


Fig. 10 Temperature distribution on feature line

为了对比分析均匀化等效模型和全尺寸细观板模型内部温度场的差异,图 11(a)和(b)给出了 Geo 0 和 Geo 1 中特征面 C 的温度分布云图。可以看出 Geo 0 特征面的温度在整体上呈辐射状分布,自下而上逐步递增,在靠近中心区域等温线基本上平行。但是 Geo 1 的温度场呈现一定的波动性,温度分布主要沿着编织纱线的走向。将图 11(b)中黑色线框内区域放大得到局部放大图,可以发现编织结构影响热量的传播路径,Geo 1 的等温线在经纱弯折段内角度发生明显改变。

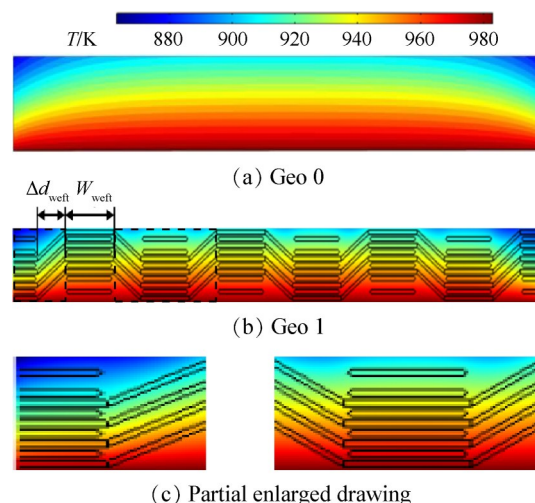


Fig. 11 Temperature distribution on feature surface

4.2 纱线编织角的影响

图 12 为 Geo 1, Geo 2 和 Geo 3 表面②的温度分布云图。对比这 3 张图,可以明显地看出,随着纱线编织角的增加,表面②的温度高温区域逐渐增加,且沿经纱轴向的温度波动频次也逐渐增加,主要是因为随着纱线编织角的增加,编织结构排布更加紧凑,纱线占比更大。在 Geo 1, Geo 2 和 Geo 3 在表面②上温度波动幅值分别为 12.41K, 11.047K, 10.47K;温度波动幅值降低,降幅不超过 16%,温度波动的幅值变化不大。其原因在于表面编织结构越紧凑,纱线的间隙越小,表面热量分布更加均匀,导致纱线和基体之间的温度分布也稍微变得均匀,材料表面温度波动幅度有所降低,但是由于热量主要还是集中在纱线处,因此降幅不会太大。

为了进一步揭示编织结构对材料热流传输的影响,图 13 分别给出了 Geo 1, Geo 2 和 Geo 3 在特征面 C

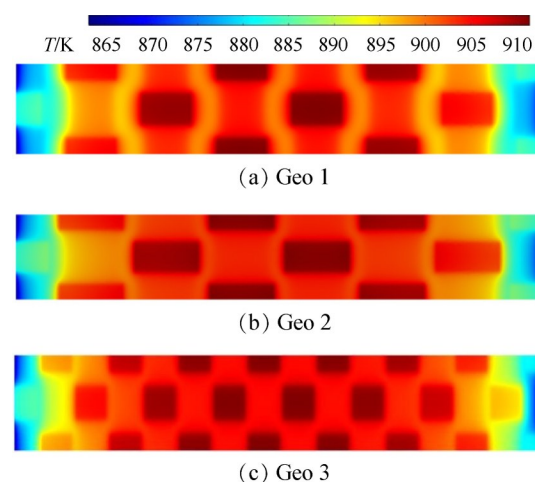


Fig. 12 Temperature distribution of different braided structures on boundary 2

中对应区域内的热流密度分布图,黑色箭头表示热流方向,热流由高温区域流向低温区域。红色线框内为经纱弯折区域,从中可以看到热流基本上沿着纱线传递,热流主要集中在纱线内。这主要是因为纱线弯折区域只有经纱,基体占比高,而纱线的导热系数远大于基体导热系数。Geo 1, Geo 2 以及 Geo 3 中特征面 C 内 Y 方向的平均热流密度 q 分别为 8967.7W/m^2 , 9111.6W/m^2 和 9468.6W/m^2 , 可以发现,随着编织结构紧密程度的增加,特征面 C 内传递的热流逐渐增加,主要是因为随着纱线占比的增加,材料整体的导热系数变大,根据傅里叶方程,在厚度相同的情况下,传递的热量增加。

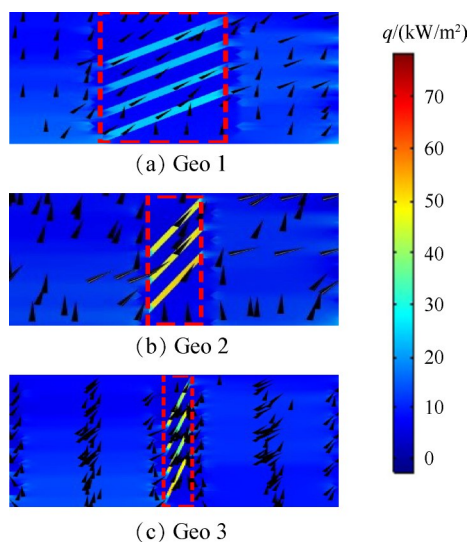


Fig. 13 Heat flow distribution of different braided structure in feature surface

4.3 纱线导热系数各向异性程度对材料表面的温度波动的影响

4.3.1 I 对材料表面温度场波动的影响

图 14 表示在边界温度为 383.15K 时,不同纱线轴向与径向导热系数的比值 I 值下 line1 和 line2 的温度分布,图中可以看出,不同 I 值之间, line1 和 line2 的温度分布的趋势一致并且不同特征线之间的温度差异很小,其中温差最大也仅有 0.12K 。因此,不同 I 值对特征线上温度的数值影响很小。图 15 表示不同 I 值在边界温度为 383.15K 时表面②温度均值,从图中可以发现,不同 I 值下表面②的温度均值基本一致,变化幅度不超过 0.1K ,这更加说明 I 值对材料温度场整体的分布影响较小。图 16 为不同 I 值在边界温度为 383.15K 时表面②的温度均方差,随着 I 值的增加,表面的温度均方差有所减少,说明随着 I 值的增大,温度波动的剧烈程度降低,温度分布变得均匀。

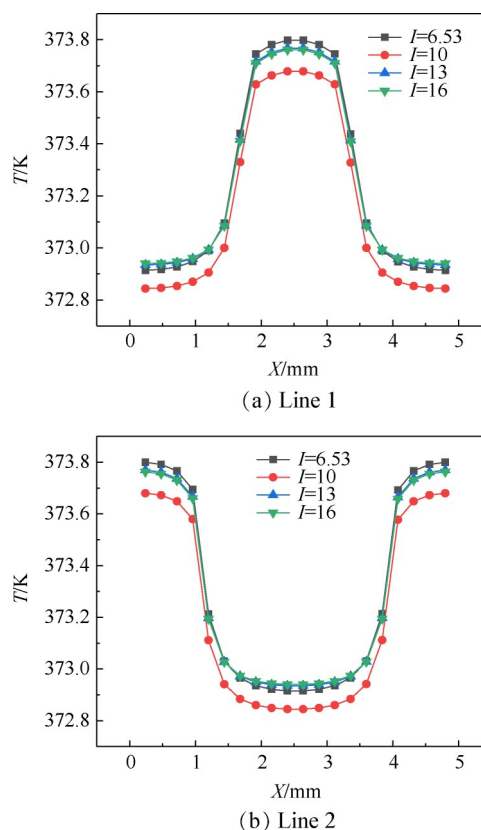


Fig. 14 Temperature distribution of different value of I on feature lines

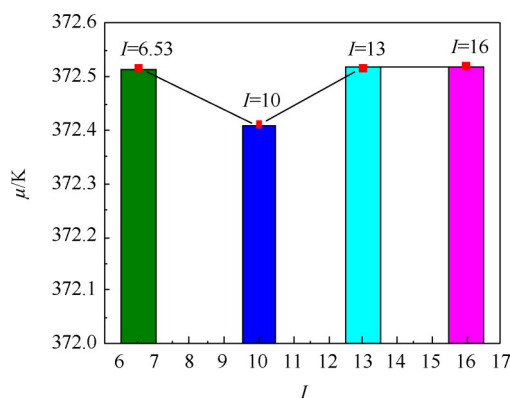


Fig. 15 Average temperature μ of different value of I on boundary 2

4.3.2 r 对材料温度场波动的影响

图 17 表示在边界条件为 383.15K 时,不同 r 值下 Line 1 和 Line 2 的温度分布,图中可以看出,不同 r 值之间, Line 1 和 Line 2 的温度分布的趋势一致,但是不同特征线之间的温度差异较大,其中温差最大接近 3K 。因此,不同 r 值对特征线上温度的数值影响较大,随着 r 的增加,特征线上温度的数值逐渐增大。图 18 表示不同 r 值在边界条件为 383.15K 时表面②温度均值,从图中可以发现,随着 r 的增加,表面温度

均值逐渐增大,这更加说明 r 值对材料温度场整体的分布影响较大。图19为不同 r 值在边界条件为383.15K时表面②温度均方差,随着 r 值的增加,表面的温度均方差减少,并且下降的幅度较大,最大幅度接近30%。说明随着 r 值的增大,温度波动的剧烈程度大幅降低,温度分布更加均匀。

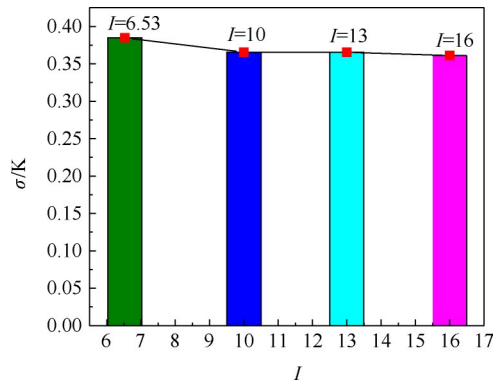


Fig. 16 Temperature standard deviation σ of different value of I on boundary 2

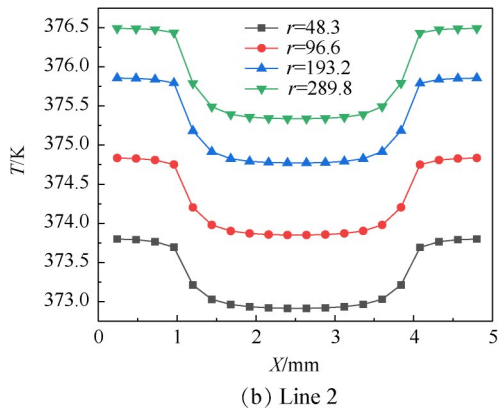
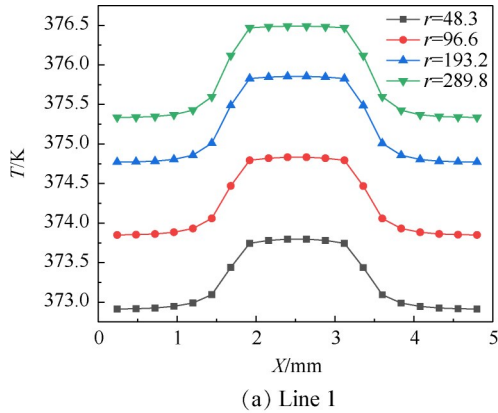


Fig. 17 Temperature distribution of different value of r on feature lines

4.4 不同定温边界下均匀化等效模型和全尺寸细观模型表面温度分布

图20和图21给出了Geo 0和Geo 1表面②温度

的均值和方差随定温边界条件温度的关系。图中可以看出,不同边界温度下两者在表面②上温度的均值基本相同,但两者的均方差都随着边界温度的增加而增加,并且两者的差值也逐渐增大。这说明,随着边界温度的增加,两者在表面②上温度的不均匀性逐渐增大,且Geo 1的不均匀性更大。图22为Geo 1表面②上最高温度与Geo 0表面②上最高温度的差值 ΔT 与边界温度的关系。图中可以看出,当边界为983.15K的时候,两者差值高达4.5K,并且当边界温

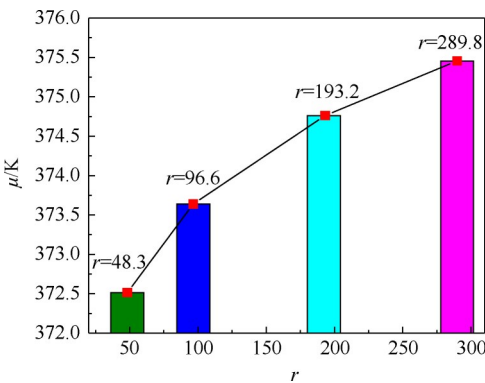


Fig. 18 Average temperature μ of different value of r on boundary 2

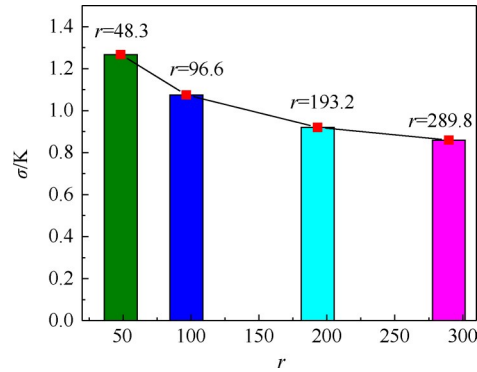


Fig. 19 Temperature standard deviation σ of different value of r on boundary 2

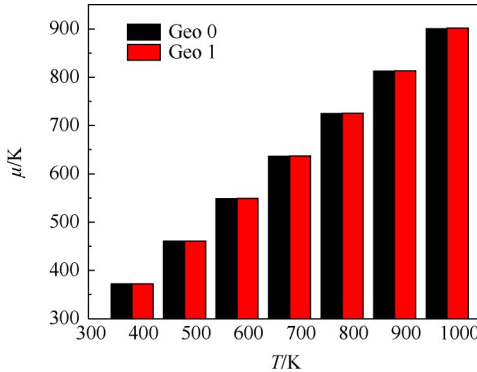


Fig. 20 Average temperature μ on boundary 2

度的不断增大时,两者的温差将会持续上升。对于现有的航空涡轮发动机叶片而言,当工作温度比安全温度高10K时,将可能导致叶片烧蚀,若高出50K,则叶片的力学性能将大幅下降,甚至出现裂纹和断裂的情况^[21]。当温度为1600K时,两者表面最高温度差值达到10K,而当接近航空发动机正常工作温度,约为2000K时,两者的温差接近13.4K,基于等效导热系数的方法无法准确预估材料的温度场。

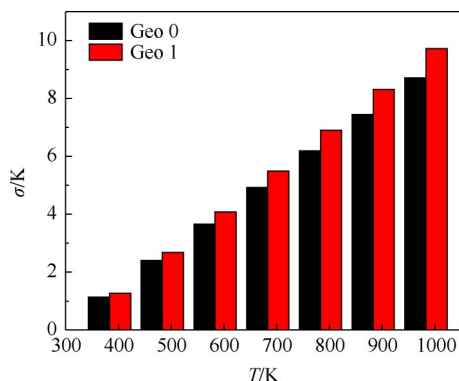


Fig. 21 Temperature standard deviation σ on boundary 2

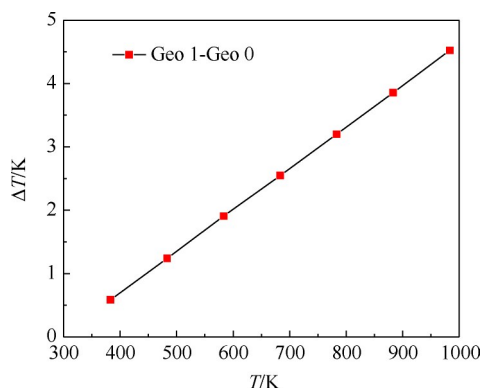


Fig. 22 Difference between Geo 1 and Geo 0 in the maximum temperature on boundary 2

5 结 论

本文通过研究,得出以下结论:

(1)针对2.5D编织结构复合材料,相比于根据等效导热系数计算得到的均匀温度场,基于全尺寸编织结构模型得到的温度场具有明显的波动特征,材料内部热量的传输方向沿着纱线发生明显的偏转。

(2)在材料纱线编织角的可变范围内,随着角度的增加,材料表面温度波动幅值下降,但是表面的高温区域增加,沿着经纱轴向的温度波动频次增加。

(3)随着纤维束轴向与径向导热系数比的增加,材料表面高温区基本不变,温度波动幅值小幅下降,均匀性增加;随着纤维束与基体导热系数比的增加,

材料表面高温区域增加,温度波动幅值降幅较大,均匀性得到较大提高。

(4)在边界温度达到1600K时,全尺寸细观编织结构平板模型和均匀化平板模型在表面温度最大值的预估值相差超过10K,基于等效导热系数的方法无法准确地预估复合材料的温度场。

致 谢:感谢中国博士后科学基金、国家自然科学基金青年基金、江苏省自然科学基金青年基金资助。

参考文献:

- [1] 张孝春,孙雨超,刘 涛. 先进加力燃烧室设计技术综述[J]. 航空发动机, 2014, 40(2): 24-31.
- [2] 王 鸣,董志国,张晓越,等. 连续纤维增强碳化硅陶瓷基复合材料在航空发动机上的应用[J]. 航空制造技术, 2014, (6): 10-13.
- [3] Hassani B, Hinton E. A Review of Homogenization and Topology Optimization I—Homogenization Theory for Media with Periodic Structures [J]. *Computers and Structures*, 1998, 69(6): 707-717.
- [4] Hassani B, Hinton E. A Review of Homogenization and Topology Optimization II—Analytical and Numerical Solution of Homogenization Equations [J]. *Computers and Structures*, 1998, 69(6): 719-738.
- [5] Hassani B, Hinton E. A Review of Homogenization and Topology Optimization III—Topology Optimization Using Optimality Criteria [J]. *Computers and Structures*, 1998, 69(6): 739-756.
- [6] 曹礼群,崔俊芝. 一类具有小周期系数的椭圆型编织问题的双尺度渐近分析方法[J]. 计算数学, 1999, 21(1): 19-28.
- [7] 曹礼群,罗剑兰. 多孔复合介质周期结构热传导和质扩散问题的多尺度数值方法[J]. 工程热物理学报, 2000, 21(5): 610-614.
- [8] 曹礼群,崔俊芝. 复合材料拟周期结构的均匀化方法. 计算数学, 1999, 21(3): 331-344.
- [9] 郑 君,温卫东,崔海涛,等. 2.5维机织结构复合材料的几何模型[J]. 复合材料学报, 2008, 25(2): 143-148.
- [10] 董伟峰,肖 军,李 勇,等. 2.5维编织复合材料弹性性能的理论研究[J]. 南京航空航天大学学报, 2005, 37(5): 659-663.
- [11] 路怀玉. 2.5维编织复合材料的强度研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2014.
- [12] Jiang L L, Xu G D, Cheng S, et al. Predicting the Thermal Conductivity and Temperature Distribution in 3D Braided Composites [J]. *Composite Structures*, 2014, 108(1): 578-583.
- [13] Dong K, Zhang J J, Jin L M, et al. Multi-Scale Finite

- Element Analyses on the Thermal Conductive Behaviors of 3D Braided Composites [J]. *Composite Structures*, 2016, 143: 9–22.
- [14] 李 辉, 杜建华, 王浩旭. 基于单胞结构的2.5D碳纤维织物增强复合材料等效导热率[J]. 粉末冶金材料科学与工程, 2018, 23(1): 94–100.
- [15] Dong K, Liu K, Pan L J, et al. Experimental and Numerical Investigation on the Thermal Conduction Properties of 2.5D Angle-Interlock Woven Composites [J]. *Composite Structures*, 2016, 154: 319–333.
- [16] 关天茹. 2.5D编织石英/SiO₂陶瓷基复合材料细观模型构件与实验验证[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2012.
- [17] Ree Y, Lin J R, Zhu J G. Coordinate Transformation Uncertainty Analysis in Larger-Scale Metrology [J]. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, 2015, 64(9): 2380–2388.
- [18] 江 华. 陶瓷基涡轮叶片热分析模型研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2016.
- [19] Trias D, Costa J, Turon A, et al. Determination of the Critical Size of a Statistical Representative Volume Element (SRVE) for Carbon Reinforced Polymers [J]. *Acta Materialia*, 2006, 54(13): 3471–3484.
- [20] 安娜-玛利娅, 比安什, 伊夫·福泰勒, 等. 传热学 [M]. 大连: 大连理工大学出版社, 2008.
- [21] Han J, Dutta S, Ekkad S V. Gas Turbine Heat Transfer and Cooling Technology [M]. *New York: Taylor and Francis*, 2000.

(编辑: 张 贺)