

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20200511.001

考虑刚度特性的零热膨胀复合材料
高许用温变设计



分享本文

王炳达, 杨子豪, 张永存*

(大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 大连 116024)

摘要: 材料的宏观零热膨胀可以通过两种不同的正热膨胀材料在单胞尺度上的复合实现。该类材料虽然能在较大温度波动环境下保持较高的几何稳定性, 但两种材料之间过大的热应力很容易导致材料失效, 从而限制其许用温度变化范围(简称许用温变)。为此, 提出以单位温升的最大热应力作为零热膨胀材料许用温变的衡量指标, 通过解析和有限元数值仿真两种方法, 对三种典型弯曲变形机制的零热膨胀材料进行许用温变和刚度特性分析, 揭示了单胞可设计参数对其性能的影响规律。结果表明: 在满足零热膨胀条件下, 通过合理的单胞结构设计和选材设计, 可以实现刚度与许用温变双目标共赢。

关键词: 复合材料; 零热膨胀; 许用温变; 优化设计; 协同设计

中图分类号: O34 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2021)01-0279-08

Design of higher allowable temperature range for zero thermal expansion
composites considering stiffness characteristic

WANG Bingda, YANG Zihao, ZHANG Yongcun*

(State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University
of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: The macroscopic zero thermal expansion of material could be obtained through combining two kinds of materials with different positive thermal expansion coefficients within a unit cell. These composites usually possess higher thermally geometric stability in the large temperature fluctuation. However, it readily produces excessive thermal stress on the interface between the two constituent materials and therefore limits the allowable temperature range of the material. A new evaluation index of the maximum thermal stress of unit temperature rise was resorted to perform allowable temperature and stiffness analyses for the three types of typical bending-dominated zero expansion materials. Both the analytic and numerical simulation methods were adopted and the influences of cell design parameters on these aspects were also discussed. The results show that when the designed zero expansion attribute is achieved, the high stiffness and high allowable temperature range can be obtained at the same time if the reasonable constituent materials and structural parameters are selected.

Keywords: composite; zero thermal expansion; allowable temperature range; optimal design; collaborative design

在航空航天等领域中, 结构在服役过程中受到剧烈的环境温度变化和本身高精度要求, 极小甚至零热膨胀的材料具有极高的应用价值^[1-5]。热胀冷缩是自然界大多数材料的基本物理属性。少数材料表现出低热膨胀特性, 但由于本身固有的

属性限制, 难以满足实际工程需要。如陶瓷材料虽然热膨胀系数低, 但材料本身脆, 断裂韧性低, 加工难度大; 殷钢仅能够在较窄的温度范围内表现出低热膨胀特性^[6]。相比自然材料, 通过两种不同的正热膨胀材料在单胞尺度上的复合, 可实

收稿日期: 2020-03-23; 录用日期: 2020-04-27; 网络首发时间: 2020-05-11 14:16:25

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200511.001>

基金项目: 国家自然科学基金 (11972105; U1808215); 中央高校基本科研业务费专项资金

通信作者: 张永存, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为面向热防护的材料与结构多功能设计、3D 打印与创新设计 E-mail: yczhang@dlut.edu.cn

引用格式: 王炳达, 杨子豪, 张永存. 考虑刚度特性的零热膨胀复合材料高许用温变设计 [J]. 复合材料学报, 2021, 38(1): 279-286.

WANG Bingda, YANG Zihao, ZHANG Yongcun. Design of higher allowable temperature range for zero thermal expansion composites considering stiffness characteristic[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021, 38(1): 279-286(in Chinese).

现宏观等效零热膨胀的人造复合材料(又称超材料^[7])的制备。更重要的是,通过合理的微结构设计和选材设计,不仅能保证其零热膨胀特性,还有望实现轻量化和高承载的需求,因此成为当前研究的热点。

目前已经发展了多种零热膨胀复合材料的实现机制,包括拉伸为主的实现机制^[8-9]、弯曲为主的实现机制^[10-11]及利用泊松比特性的实现机制^[12-13]等。另外,通过拓扑优化方法自动实现两种不同膨胀系数材料和空材料的微结构设计,也是一种获得零热膨胀特性微结构的方法^[14-15]。除实现热膨胀特性外,目前主要集中于刚度特性的研究,以满足实际工程承载需求。如通过单胞点阵结构的三角化,避免构件单元发生弯曲变形,使其仅承受拉伸变形,从而实现高刚度设计^[8-9]。另外,针对双层梁构成的弯曲为主零热膨胀复合材料,Lehman等^[13,16]通过截面设计来实现刚度的提升。Zhang等^[17-18]提出通过合理的单双层材料混合设计和调整热变形模式来提高结构的刚度特性。

实际上,无论何种零热膨胀复合材料实现机制,其本质均是通过在单胞内两种不同热膨胀系数材料在温变条件下的相互作用,从而调控单胞的宏观变形。在温度变化条件下,两种材料之间会产生热应力,而过大热应力将会导致该类复合材料的破坏。热应力一方面与温变有关,同时又与单胞的结构形式相关。新材料具有更大的许用温度变化范围(简称许用温变),是该类功能材料实际应用中不可忽视的重要需求。因此,如何合理设计材料的单胞结构,实现更高的许用温变成为零热膨胀复合材料研发必须要考虑的关键问题。

本文针对三种典型的弯曲主导型零热膨胀复合材料单胞结构进行设计,通过解析和有限元数值仿真两种方法,分析了在环境温度变化下材料的热应力及等效刚度,讨论了单胞的可设计参数(包括几何参数和材料参数)对其性能的影响规律。研究表明,通过合理的单胞结构设计和材料选择,可以实现零热膨胀复合材料高刚度和高许用温变的协同。

1 零热膨胀复合材料单胞拓扑构型及性能表征

弯曲为主变形机制是实现零热膨胀复合材料的重要途径,最早由Lakes提出^[10]。为进一步提高其刚度特性,提出了两种不同的单胞构型^[17-18]。本文以三种单胞构型为研究对象,讨论在实现零

热膨胀条件下如何实现高刚度和高许用温变的协同设计。具体单胞构型如图1所示,其中构型1需采用铰接来保证加热过程中的弯曲变形。相应的几何参数和材料属性定义如表1所示。

三种构型相应的热膨胀系数和等效刚度在文献^[11,17-18]中已经给出,如表2所示。本文重点基于Timoshenko双材料梁变形理论^[19]及Suhir热应力扩展分析模型^[20],推导了三种典型弯曲主导型可调热膨胀点阵复合材料界面最大热应力解析式。为简化分析过程,假设整体受热均匀,温度同时升高,两种不同材料完美结合,忽略单双层过渡区域的影响。三种不同零热膨胀材料的界面热应力如表2所示。

为验证所获得的三种零热膨胀材料内不同组份材料结合面处热应力解析表达式的有效性,采用有限元方法进行对比验证。通过ANSYS15.0执行,采用PLANE82单元,在基本构件单元的厚度方向划分10层网格,确保获得准确的弯曲变形响应。所使用的材料和几何尺寸如表3和表4所示。所施加的载荷为单位温升。为实现结构在热载荷作用下的自由膨胀,并防止计算过程中的刚度奇异,约束结构中任意一点的平动和转动自由度。

等效热膨胀系数通过单胞内 a 和 b 两点的位置变化量除以这两点的距离及温度变化量获得,如图2所示。为避免基本构件单元的单双层材料过渡区和约束的影响,选取肋条的中间点来测量热应力(如图2中 c 点所示)。许用温变采用单位温升的热应力来表征,即热应力除以温度变化量。该值越小,则许用温变越大;相反,该值越大则许用温变越小。

由于双层材料的总厚度 $t=1\text{ mm}$,同时定义了 m 为双层材料的厚度比 t_1/t_2 。为具有一般性,用无量纲参数 $m/(m+1)$ 表示厚度比值的变化,图3~图5分别为各构型零热膨胀复合材料中测点 c 单位温升的热应力随 $m/(m+1)$ 的变化。可以看出,各构型数值预测结果与解析解预测结果相比,单位温升的热应力随着厚度的变化均具有相同趋势,整体吻合较好。因此,所获得的解析解能够用于许用温变的性能表征。

值得注意的是,基本构件单元双材料厚度对热应力的影响均较大。构型2和构型3相比于构型1多了一种可调几何参数 q 。相比于构型1,通过调整 q ,构型2最低的热应力位置发生偏移,而

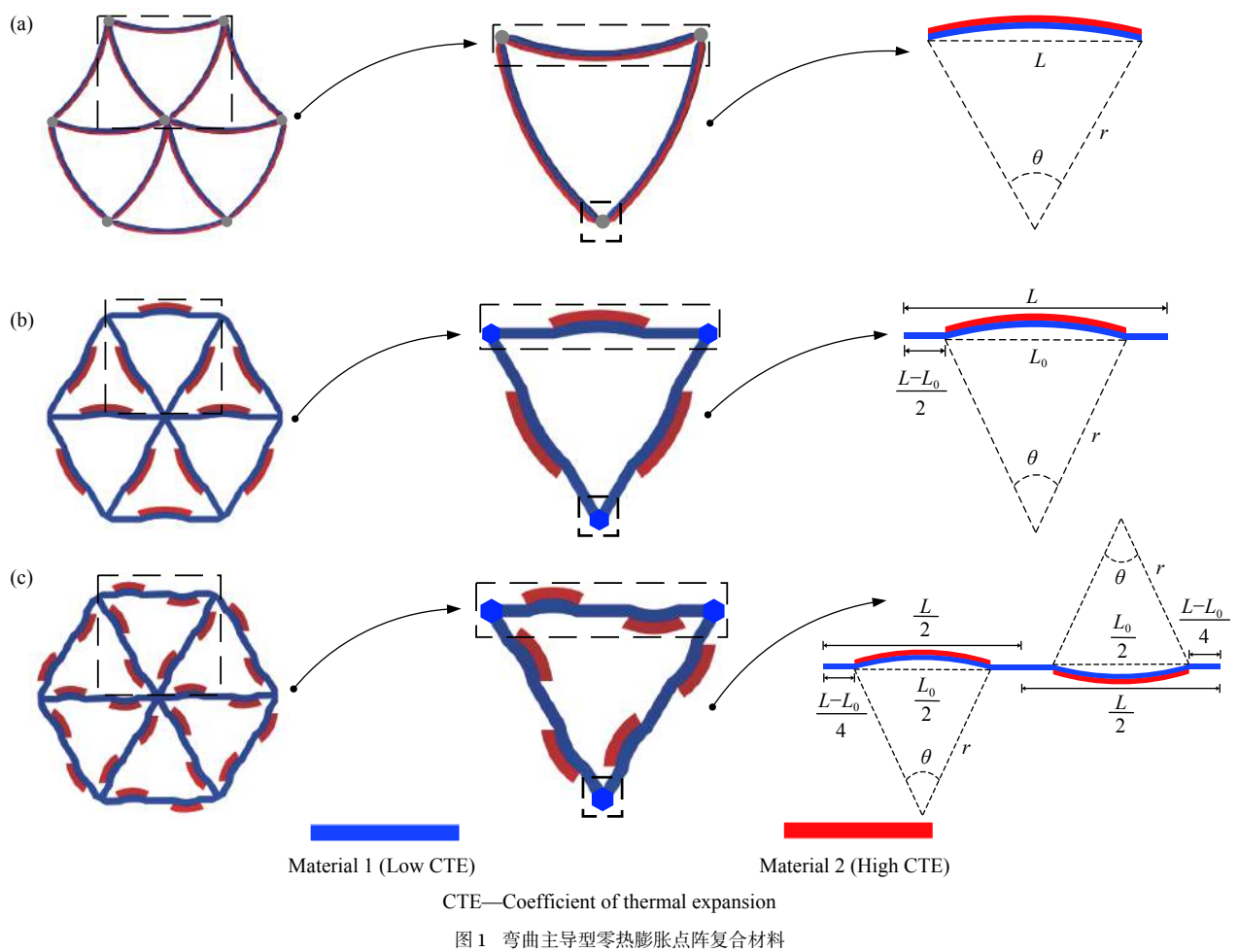


图 1 弯曲主导型零热膨胀点阵复合材料

Fig. 1 Bending-dominated zero thermal expansion lattice composites

表 1 零热膨胀复合材料单胞几何参数和材料属性定义
Table 1 Definition of cell geometric parameters and material properties of zero thermal expansion composites

L	Total dual-constituent cell length
L_0	Bi-layer curve panel length
θ	Included angle of bi-layer curve panel
t	Total thickness of dual-constituent cell
t_1	Thickness of layer 1
t_2	Thickness of layer 2
m	Two layer thickness ratio t_1/t_2
q	Length ratio of curved part to total cell L_0/L
E_1, E_2	Young's modulus of two constituent materials
ν_1, ν_2	Poisson's ratios of two constituent materials
α_1, α_2	CTEs of two constituent materials
n	Young's modulus ratio E_1/E_2

构型 3 没有明显变化。说明更多有效的可调几何参数能为多性能协同设计提供空间。

2 零热膨胀复合材料高刚度与高许用温变共赢分析

绝对的零热膨胀材料极难实现。本文以小于

殷钢热膨胀系数 ($1 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) 的 1/20, 即数值上绝对值小于 $0.05 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, 定义为零热膨胀材料。三种单胞构型的所用材料和几何尺寸保持不变, 通过调整几何可设计参数及表 2 中的公式可以获得满足热膨胀系数为零的几何参数设计, 如图 6 所示。以满足零热膨胀为前提, 该部分重点讨论如何保持结构刚度的同时, 提升材料的许用温变, 探索零热膨胀复合材料高刚度和高许用温变共赢设计的可能性。

2.1 几何参数的影响

根据表 2 中的等效热膨胀系数表达式, 将其设置为零。在材料给定条件下, 则可以确定热膨胀系数 α_1, α_2 和等效弹性模量之比 n 。另外三个参数 q, m 和弯曲角度 θ , 给出其中两个, 则可以获得第三个。在本文中, 首先确定 q 和 m , 计算获得弯曲角度 θ 。

图 7 为构型 1 的等效刚度和单位温升的热应

表 2 零热膨胀复合材料热膨胀系数、等效刚度及界面热应力公式

Table 2 Formulas of cell thermal expansion coefficient, equivalent stiffness and interfacial thermal stress of zero thermal expansion composites

Configuration 1	$\alpha_{\text{sum}}^1 = (\alpha_1 + \alpha_2)/2 + (\alpha_2 - \alpha_1) \left\{ \frac{4m^2 + 3m + 1/mn}{m^3n + 4m^2 + 6m + 1/mn + 4} - \left(\frac{\theta}{12} \frac{L}{t} \right) \frac{6(1+m)^2}{[3(1+m)^2 + (1+mn)(m^2 + 1/mn)]} - \frac{1}{2} \right\}$	
	$E_{\text{H}}^1 = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{E_1m + E_2}{(m+1)} \left(\frac{t}{L} \right) 2\theta^3 \left/ \left[24 \left(\frac{L}{t} \right)^2 \left(\frac{\theta}{2} \cos \theta + \theta - \frac{3}{2} \sin \theta \right) + 3\theta^2 \sin \theta - \theta^3 \right] \right.$	
	$\sigma^1 = \begin{cases} \frac{\Delta\alpha\Delta t}{\lambda t_1} \left[1 + \frac{3(t_1+t_2)D_1}{t_1D} \right] [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*L/2)] & \text{Thermal stress on side of material 1} \\ -\frac{\Delta\alpha\Delta t}{\lambda t_2} \left[1 + \frac{3(t_1+t_2)D_2}{t_2D} \right] [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*L/2)] & \text{Thermal stress on side of material 2} \end{cases}$	
Configuration 2	$\alpha_{\text{sum}}^2 = a_1 + q(\alpha_2 - \alpha_1) \left\{ \left[\frac{4m^2 + 3m + 1/mn}{m^3n + 4m^2 + 6m + 1/mn + 4} \right] - \frac{6(1+m)^2}{[3(1+m)^2 + (1+mn)(m^2 + 1/mn)]} \frac{(1-q)(1+n)(1+m)^3}{2qnm^3 + (1-q)(1+n)(1+m)^3} \left(\frac{\theta}{12} \frac{qL}{t} + \frac{m}{2(m+1)} \right) \right\}$	
	$E_{\text{H}}^2 = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{E_1m + E_2}{(m+1)} \left(\frac{t}{L} \right) 2\theta^3 \left/ \left\{ \left[12(qL/t)^2 (\theta \cos \theta + 2\theta - 3 \sin \theta) + 3\theta^2 \sin \theta - \theta^3 \right] q + 2(1-q)(nm+1)\theta^3/mn \right\} \right.$	
	$\sigma^2 = \begin{cases} \frac{\Delta\alpha\Delta t}{\lambda t_1} \left[1 + \frac{3(t_1+t_2)D_1}{t_1D} \right] [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*qL/2)] + \frac{E_1I_1E_{\text{II}}I_{\text{II}}q}{\lambda} \frac{t_1+t_2}{2D} [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*L_0/2)] \frac{(y_{\text{c}} - t_1)}{I_{\text{II}}} & \text{Thermal stress on side of material 1} \\ -\frac{\Delta\alpha\Delta t}{\lambda t_2} \left[1 + \frac{3(t_1+t_2)D_2}{t_2D} \right] [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*qL/2)] + \frac{E_1I_1E_{\text{II}}I_{\text{II}}q}{\lambda} \frac{t_1+t_2}{2D} [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*L_0/2)] \frac{(y_{\text{c}} - t_1)}{I_{\text{II}}} & \text{Thermal stress on side of material 2} \end{cases}$	
Configuration 3	$\alpha_{\text{sum}}^3 = \alpha_1 + q(\alpha_2 - \alpha_1) \left\{ \left[\frac{4m^2 + 3m + \frac{1}{mn}}{m^3n + 4m^2 + 6m + \frac{1}{mn} + 4} \right] - \left[\frac{6(1+m)^2}{3(1+m)^2 + (1+mn) \left(m^2 + \frac{1}{mn} \right)} \right] \left(\frac{\theta}{12} \frac{qL}{2t} + \frac{m}{2(1+m)} \right) \right\}$	
	$E_{\text{H}}^3 = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{E_1m + E_2}{(m+1)} \left(\frac{t}{L} \right) 2\theta^3 \left/ \left\{ \left[12(qL/2t)^2 (\theta \cos \theta + 2\theta - 3 \sin \theta) + 3\theta^2 \sin \theta - \theta^3 \right] q + 2(1-q)(nm+1)\theta^3/mn \right\} \right.$	
	$\sigma^3 = \begin{cases} \frac{\Delta\alpha\Delta t}{\lambda t_1} \left[1 + \frac{3(t_1+t_2)D_1}{t_1D} \right] [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*qL/4)] & \text{Thermal stress on side of material 1} \\ -\frac{\Delta\alpha\Delta t}{\lambda t_2} \left[1 + \frac{3(t_1+t_2)D_2}{t_2D} \right] [1 - \cosh(K_*x) / \cosh(K_*qL/4)] & \text{Thermal stress on side of material 2} \end{cases}$	
$E_1 = E_1, E_{\text{II}} = (E_1 + E_2)/2, I_1 = t_1^3/12, I_{\text{II}} = t^3/12, D_1 = E_1t_1^3/[12(1-\nu_1^2)], D_2 = E_2t_2^3/[12(1-\nu_2^2)]$ $k_1 = 2(1+\nu_1)t_1/(3E_1), k_2 = 2(1+\nu_2)t_2/(3E_2), k = k_1 + k_2, y_{\text{c}} = t_2(t_2/2 + t_1) + nt_1^2/[2(t_2 + t_1n)]$ $\lambda = [t_1^2/D_1 + t_2^2/D_2 + 3(t_1+t_2)^2/D]/12, K_* = \lambda/k$		

表 3 零热膨胀复合材料有限元分析参数

Table 3 Material parameters of zero thermal expansion composites in finite element analysis

	E/GPa	$\alpha/(10^{-6}\text{K}^{-1})$	ν
Material 1 (Invar)	140	1	0.25
Material 2 (Steel)	200	12	0.25

表 4 零热膨胀复合材料有限元模型几何尺寸

Table 4 Geometric parameters of zero thermal expansion composites in finite element model

L/mm	q	L_0/mm	t/mm
50	0.3-0.9	$L_0=qL$	1

力随厚度的变化。可知，构型 1 单胞的等效刚度随 $m/(m+1)$ 的增大先增强达到峰值后逐渐减弱。相比之下，单位温升的热应力变化形式则很复杂，出现数值波动即先增大随后减小，经过微小震荡后快速增大。但从整体看，构型 1 的刚度达到最

大时，其单位温升的热应力也接近峰值。当单位温升的热应力较低时，其刚度较最大值减小了 1/3 左右。因此，构型 1 的刚度与许用温变之间的匹配度不高。

图 8 为构型 2 的等效刚度和单位温升的热应力随厚度的变化。可知，相较于构型 1，构型 2 单胞设计引入高热膨胀系数层覆盖比例 q 调节双材料弯曲部分与单胞整体长度比。值得注意的是，由于引入几何参数 q ，构型 2 等效刚度的最大值峰值对应的厚度比 $(m/(m+1))$ 发生较大变化，与单位温升的热应力较低区域对应的厚度比接近，由此产生了单胞的高等效刚度与高许用温变(即低热应力水平)匹配区域，如图 8 中高亮区域所示。因此，构型 2 的刚度与许用温变之间具有较高的匹配度，可以实现高刚度与高许用温变的共赢。

图 9 为构型 3 的等效刚度和单位温升的热应

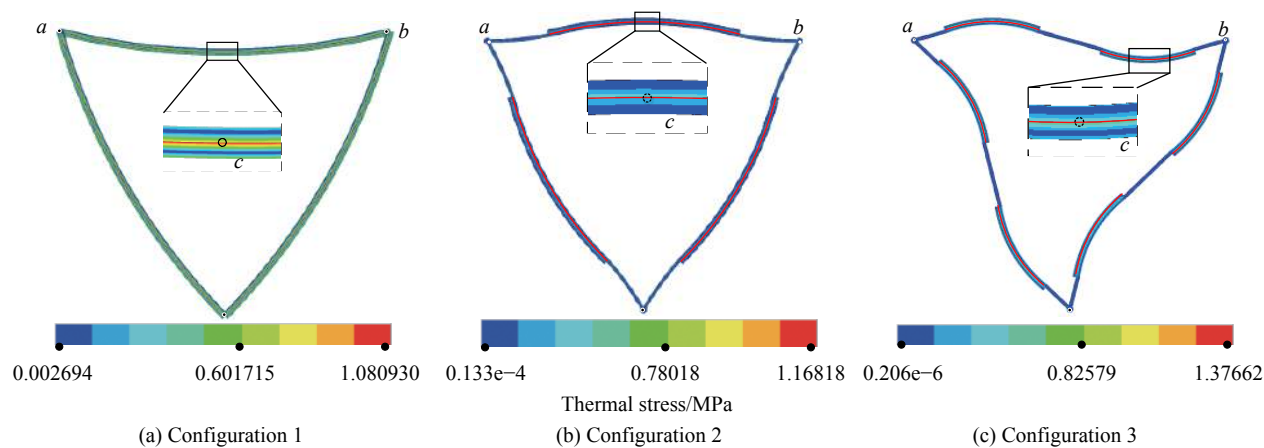


图2 零热膨胀复合材料有限元热应力数值仿真

Fig. 2 Finite element thermal stress numerical simulation of zero thermal expansion composites

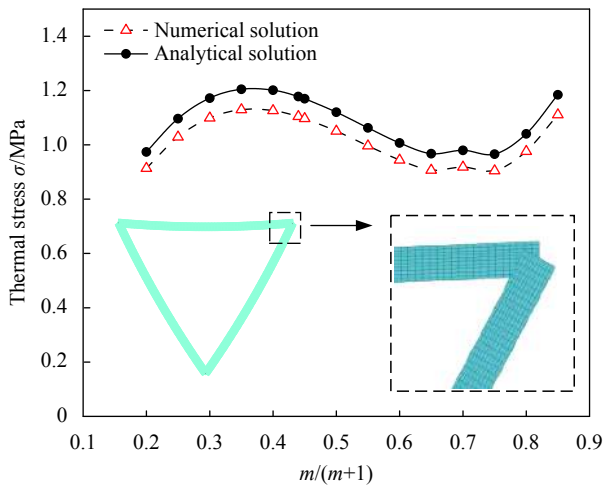


图3 构型1中测点c单位温升的热应力随 $m/(m+1)$ 变化

Fig. 3 Thermal stress of unit temperature rise at measuring point c of configuration 1 varied with $m/(m+1)$

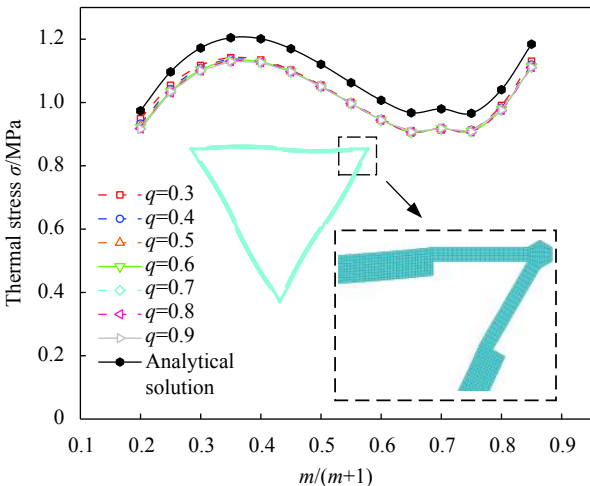


图5 构型3中测点c单位温升的热应力随 $m/(m+1)$ 变化

Fig. 5 Thermal stress of unit temperature rise at measuring point c of configuration 3 varied with $m/(m+1)$

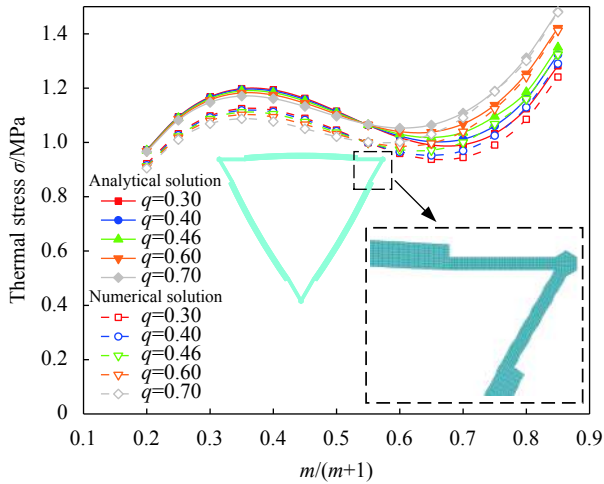


图4 构型2中测点c单位温升的热应力随 $m/(m+1)$ 变化

Fig. 4 Thermal stress of unit temperature rise at measuring point c of configuration 2 varied with $m/(m+1)$

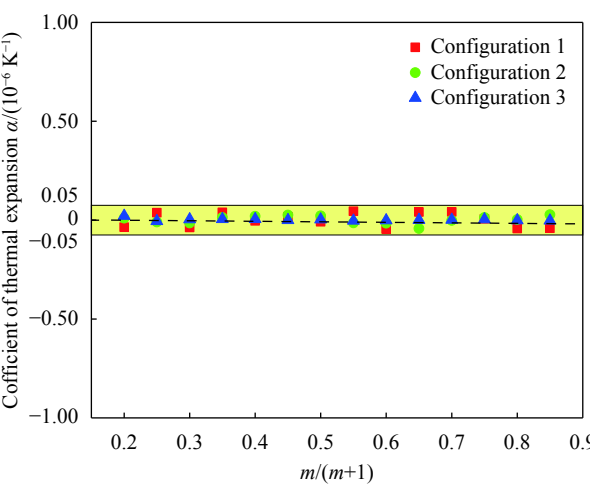


图6 不同厚度条件下各构型的零热膨胀材料设计

Fig. 6 Zero thermal expansion designs for all configurations with different thickness ratios

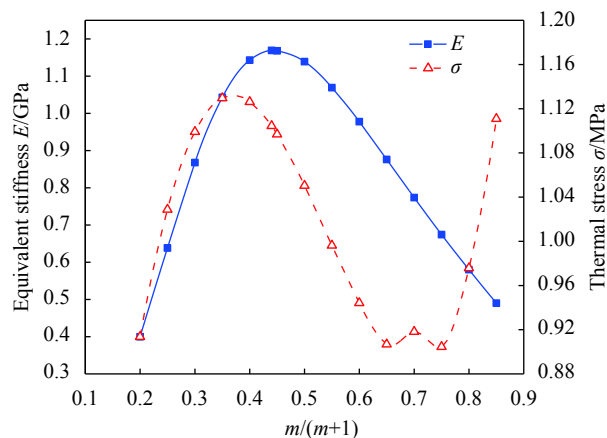


图7 构型1的等效刚度和单位温升的热应力随厚度变化

Fig. 7 Equivalent stiffness and thermal stress of unit temperature rise vary with different thickness ratios for configuration 1

力随厚度的变化。可知, 构型3虽然也引入了几何参数 q , 但单位温升的热应力对 q 的变化并不明显。但单胞等效刚度的峰值随着 q 的变化发生偏移, 也一定程度上实现了高刚度与低热应力水平的匹配, 如图9中高亮区域所示。构型3的刚度和许用温变之间也具有较高的匹配度, 可以实现高刚度与高许用温变的共赢。

2.2 材料属性的影响

由表2可知, 弯曲主导型零热膨胀点阵复合材料的单胞等效刚度和热应力水平与组份材料的热膨胀系数紧密相关。本节以易实现高刚度高许用温变共赢设计的构型3为例, 其实现零热膨胀需要满足下式:

$$\frac{\theta}{12} \frac{L}{2t} = -\frac{m}{2q(1+m)} + \left[3(1+m)^2 + (1+mn) \left(m^2 + \frac{1}{mn} \right) \right] / \left[6q(1+m)^2 \left(\frac{4m^2 + 3m + \frac{1}{mn}}{m^3n + 4m^2 + 6m + \frac{1}{mn}} + \frac{1}{q \left(\frac{\alpha_2}{\alpha_1} - 1 \right)} \right) \right] \quad (1)$$

为清晰表达等效刚度与参数之间的关系, 进行三角函数变换和泰勒级数变换, 并忽略高阶项, 等效刚度解析式可定义为

$$E_H = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{E_1 m + E_2}{(m+1)} \left(\frac{t}{L} \right) \frac{1}{\left[1 + \frac{144}{10} q^2 \left(\frac{L}{2t} \right)^2 \left(\frac{\theta}{12} \right)^2 \right] q + \frac{(1-q)(nm+1)}{nm}} \quad (2)$$

将式(1)代入式(2), 即实现零热膨胀时等效

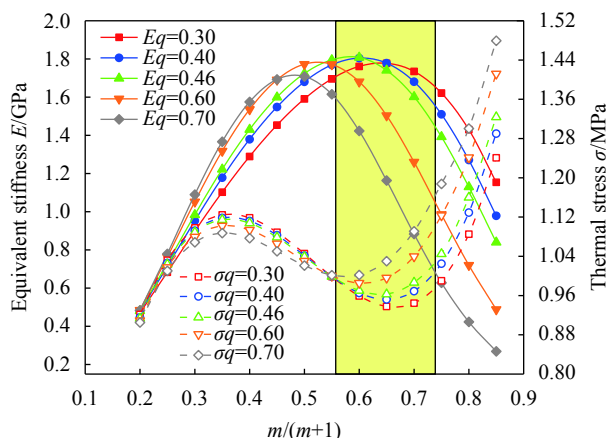


图8 构型2的等效刚度和单位温升的热应力随厚度变化

Fig. 8 Equivalent stiffness and thermal stress of unit temperature rise vary with different thickness ratios for configuration 2

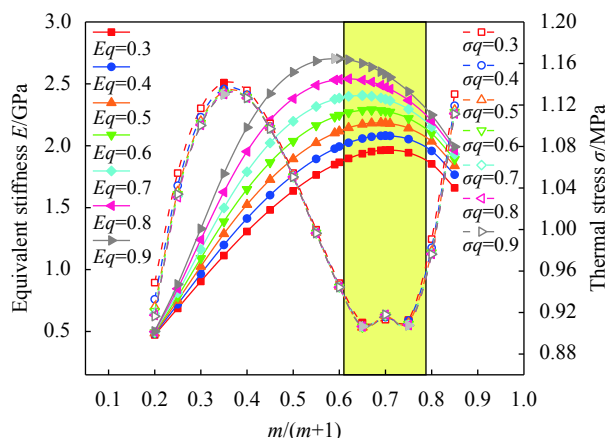


图9 构型3的等效刚度和单位温升的热应力随厚度变化

Fig. 9 Equivalent stiffness and thermal stress of unit temperature rise vary with different thickness ratios for configuration 3

刚度解析式。

假设单胞长度 $L=50$ mm, 高热膨胀系数层覆盖比例 $q=0.9$, 单胞总厚度 $t=1$ mm, 同时组分材料弹性模量保持不变, 如表3所示。当双材料热膨胀系数差值 $\alpha_2 - \alpha_1$ 取不同值时, 单胞最大热应力随特性几何参数 $m/(m+1)$ 的变化如图10所示。此时, 单胞最大热应力随 $\alpha_2 - \alpha_1$ 值的减小逐渐减小, 材料许用温变将进一步提高。图11为双材料热膨胀系数比值 α_2/α_1 对等效刚度的影响。可知, 通过提高双材料热膨胀系数比值 α_2/α_1 , 可实现单胞等效刚度的提高。其原因可解释为: 随着双材料热膨胀系数差异的增加, 单胞更易发生横向弯曲。单胞实现零热膨胀所需最小初始曲率减小, 相应单胞等效刚度削减也随之降低。需要指出的是, 在弹性模量保持不变的条件下, 通过降低

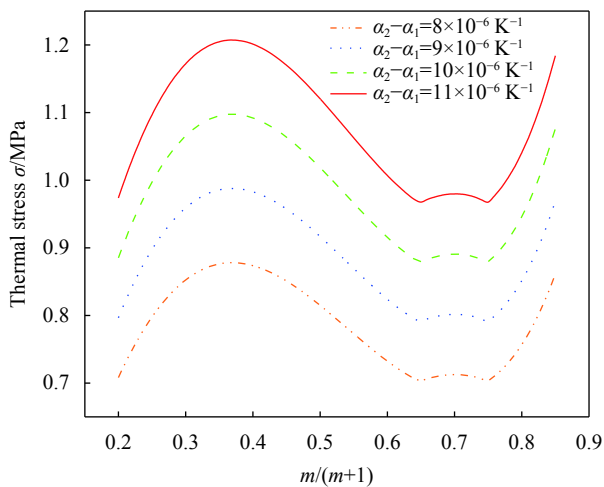


图 10 双材料热膨胀系数差值 ($\alpha_2 - \alpha_1$) 对单位温升的热应力影响
Fig. 10 Effect of thermal expansion coefficient difference ($\alpha_2 - \alpha_1$) on thermal stress of unit temperature rise

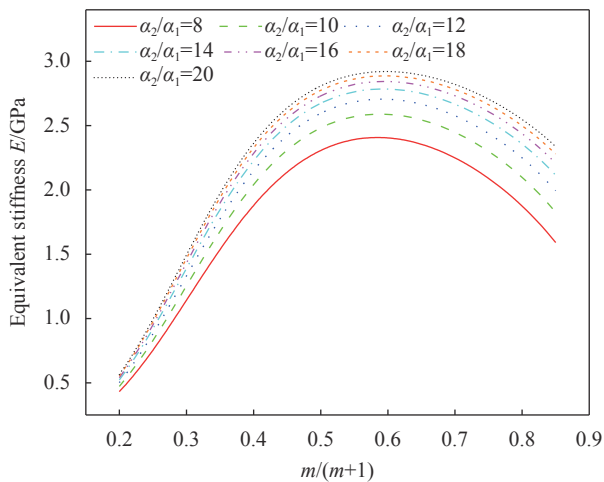


图 11 双材料热膨胀系数比值 (α_2 / α_1) 对等效刚度的影响
Fig. 11 Effect of thermal expansion coefficient ratio (α_2 / α_1) of two materials on equivalent stiffness

$\alpha_2 - \alpha_1$ 值(同时增大 α_2 / α_1 值)的方法, 可实现单胞等效刚度的进一步提高, 并获得更高的许用温变。如: 合金钢 $\alpha_2 = 14 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, 殷钢 (Fe-33Ni-7.5Co) $\alpha_1 = 2 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ($\alpha_2 - \alpha_1 = 12 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, $\alpha_2 / \alpha_1 = 7$), 更换为: 碳钢 $\alpha_2 = 12 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, 殷钢 (Fe-36Ni) $\alpha_1 = 1 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ ($\alpha_2 - \alpha_1 = 11 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$, $\alpha_2 / \alpha_1 = 12$)。

3 结论

(1) 在满足零热膨胀的条件下, 不同单胞构型的复合材料具有不同的刚度和许用温变的匹配性。增加更多的几何可设计参数, 能够扩大其设计维度。
(2) 通过合理的单胞结构设计可调节等效刚度与许用温变两种性能的匹配程度, 实现刚度与许

用温变双目标共赢。
(3) 选材是实现两者匹配的重要因素, 在材料弹性模量差别不大时, 通过选择热胀系数差别小、同时两者比值大的两种材料, 可实现许用温变与单胞等效刚度的进一步提高。

参考文献:

[1] LIU S, HU R, LI Q, et al. Topology optimization-based lightweight primary mirror design of a large-aperture space telescope[J]. *Applied Optics*, 2014, 53(35): 8318-8325.
[2] HU R, CHEN W, LI Q, et al. Design optimization method for additive manufacturing of the primary mirror of a large-aperture space telescope[J]. *Journal of Aerospace Engineering*, 2016, 30(3): 04016093.
[3] TOROPOVA M M, STEEVES C A. Adaptive bimaterial lattices to mitigate thermal expansion mismatch stresses in satellite structures[J]. *Acta Astronautica*, 2015, 113: 132-141.
[4] ZHENGCHUN D, MENG Rui Z, ZHIGUO W, et al. Design and application of composite platform with extreme low thermal deformation for satellite[J]. *Composite Structures*, 2016, 152: 693-703.
[5] CUI E J. Research statutes, development trends and key technical problems of near space flying vehicles[J]. *Advances in Mechanics*, 2009, 39(6): 658-672.
[6] ENTEL P, HOFFMANN E, MOHN P, et al. First-principles calculations of the instability leading to the Invar effect[J]. *Physical Review B*, 1993, 47(14): 8706-8720.
[7] 韦凯, 裴永茂. 轻质复合材料及结构热膨胀调控设计研究进展[J]. *科学通报*, 2017, 62(1): 47-60.
WEI Kai, PEI Yongmao. Development of designing lightweight composites and structures for tailorable thermal expansion[J]. *Chinese Science Bulletin*, 2017, 62(1): 47-60(in Chinese).
[8] STEEVES C A, E LUCATO S L S, HE M, et al. Concepts for structurally robust materials that combine low thermal expansion with high stiffness[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2007, 55(9): 1803-1822.
[9] WEI K, CHEN H, PEI Y, et al. Planar lattices with tailorable coefficient of thermal expansion and high stiffness based on dual-material triangle unit[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2016, 86: 173-191.
[10] LAKES R. Cellular solid structures with unbounded thermal expansion[J]. *Journal of Materials Science Letters*, 1996, 15(6): 475-477.
[11] LEHMAN J, LAKES R S. Stiff lattices with zero thermal expansion[J]. *Journal of Intelligent Material Systems and Structures*, 2012, 23(11): 1263-1268.

- [12] LEHMAN J, LAKES R S. Stiff, strong zero thermal expansion lattices via the Poisson effect[J]. [Journal of Materials Research](#), 2013, 28(17): 2499-2508.
- [13] LEHMAN J, LAKES R S. Stiff, strong, zero thermal expansion lattices via material hierarchy[J]. [Composite Structures](#), 2014, 107: 654-663.
- [14] SIGMUND O, TORQUATO S. Design of materials with extreme thermal expansion using a three-phase topology optimization method[J]. [Journal of the Mechanics and Physics of Solids](#), 1997, 45(6): 1037-1067.
- [15] SIGMUND O, TORQUATO S. Composites with extremal thermal expansion coefficients[J]. [Applied Physics Letters](#), 1996, 69(21): 3203-3205.
- [16] LEHMAN J, LAKES R S. Stiff lattices with zero thermal expansion and enhanced stiffness via rib cross section optimization[J]. [International Journal of Mechanics and Materials in Design](#), 2013, 9(3): 213-225.
- [17] ZHANG Y C, LIANG Y J, LIU S T, et al. A new design of dual-constituent triangular lattice metamaterial with unbounded thermal expansion[J]. [Acta Mechanica Sinica](#), 2019, 35(3): 507-517.
- [18] ZHANG Y, LIANG Y, LIU S, et al. A new design for enhanced stiffness of dual-constituent triangular lattice metamaterial with unbounded thermal expansion[J]. [Materials Research Express](#), 2018, 6(1): 015705.
- [19] TIMOSHENKO S. Analysis of bi-metal thermostats[J]. [Josa](#), 1925, 11(3): 233-255.
- [20] SUHIR E. Interfacial stresses in bimetal thermostats[J]. [Journal of Applied Mechanics](#), 1989, 56(3): 595-600.