

DOI:10.16356/j.1005-2615.2020.01.008

## 粘接结构胶层热应力分布影响因素

吴楠<sup>1</sup>, 周光明<sup>1</sup>, 蔡登安<sup>1</sup>, 钱元<sup>2</sup>

(1. 南京航空航天大学机械结构力学及控制国家重点实验室, 南京, 210016;  
2. 中国科学院紫金山天文台, 南京, 210008)

**摘要:** 通过建立粘接结构的有限元模型来研究温度变化引起的粘接结构中胶层的热应力分布情况。通过胶层应变测试试验, 对比胶层侧边中点及端点处的应变与仿真结果的差异, 验证有限元仿真结果的可靠性。研究了多种因素, 包括胶层厚度、胶层两侧被粘接材料的热膨胀系数的差异和被粘接材料的刚度的变化对胶层热应力分布的影响规律。最后探讨了大温差环境中使用的粘接结构在设计过程中需考虑胶层的热应力来选取胶层的厚度及被粘接材料。

**关键词:** 粘接结构; 胶层; 热应力; 有限元模型

**中图分类号:** TB332      **文献标志码:** A      **文章编号:** 1005-2615(2020)01-0066-07

## Influence Factors of Thermal Stress Distribution on Resin Layer of Bonded Structure

WU Nan<sup>1</sup>, ZHOU Guangming<sup>1</sup>, CAI Deng'an<sup>1</sup>, QIAN Yuan<sup>2</sup>

(1. State Key Laboratory of Mechanics and Control of Mechanical Structures, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing, 210016, China; 2. Purple Mountain Observatory, Chinese Academy of Sciences, Nanjing, 210008, China)

**Abstract:** The thermal stress distribution of adhesive layer in bonded structures is studied by establishing a finite element model (FEM). Through the environmental test of the adhesive layer, the difference between the strain at the middle point and the end point of the adhesive layer and the simulation results is compared, and the reliability of the finite element simulation results is verified. The influence of several factors, such as the thickness of the adhesive layer, the difference of the coefficient of thermal expansion (CTE) of the bonded materials on both sides of the adhesive layer and the change of stiffness of the bonded materials, on the thermal stress distribution of the adhesive layer is studied. Finally, for the adhesive structure that needs to be used in the environment with large temperature span, the thickness of the adhesive layer and the type of bonding materials should be selected by considering the thermal stress damage of the adhesive layer.

**Key words:** adhesive structure; resin layer; thermal stress; finite element model(FEM)

由于航空、航天、天文等领域的先进仪器对零件的性能要求越来越高, 各类新型的金属和复合材料被逐步采用。在零件的设计过程中, 通常会用到

不同类型的材料。两种不同的材料之间需要连接结构<sup>[1-2]</sup>, 连接结构形式通常有机械紧固、粘接或者是两种方式的组合。相比于机械紧固, 粘接结构中

**基金项目:** 南京航空航天大学(实验室)开放基金(kfj20180107)资助项目; 上海航天科技创新基金(SAST2018-071)资助项目; 江苏省基础研究计划(自然科学基金)(BK20190394)资助项目; 江苏高校优势学科建设工程资助项目。

**收稿日期:** 2019-11-12; **修订日期:** 2019-12-02

**通信作者:** 周光明, 男, 博士, 教授, 博士生导师, E-mail: zhougm@nuaa.edu.cn。

**引用格式:** 吴楠, 周光明, 蔡登安, 等. 粘接结构胶层热应力分布影响因素[J]. 南京航空航天大学学报, 2020, 52(1): 66-72. WU Nan, ZHOU Guangming, CAI Deng'an, et al. Influence factors of thermal stress distribution on resin layer of bonded structure[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2020, 52(1): 66-72.

不需要螺栓切断,因此粘接界面能够保持完整,能够获得精确的粘接结构几何形状。但由于被粘接材料与胶层的热膨胀系数(Coefficient of thermal expansion, CTE)差异,当设备的使用温度发生变化时,粘接所用的胶层会产生热应力<sup>[3]</sup>。在长时间大温度循环变化后,粘结界面的可能会由于热应力产生损伤。

如今由于各领域的特殊需求,大量带有粘接结构的复杂仪器被应用于极端环境中。比如,飞机在起飞和降落的过程中会在短时间内经历大跨度温度变化。在真空恶劣环境中运行的高轨卫星会经由日照引起的 200 °C 以上的大温差<sup>[4]</sup>。地面高频望远镜由于探测波段的需求,通常也位于环境恶劣的高原地区,比如青藏高原的羊八里和阿里地区、智利阿塔卡马沙漠及南极内陆 Dome A 地区,会经受大跨度的昼夜温差及季节温差<sup>[5]</sup>。由南京紫金山天文台提出的“南极 5 m 太赫兹探测器(DATE5)”天线将部署在南极 Dome A 地区,开启新的太赫兹观测窗口。南极 Dome A 的季节温差高达 70 °C<sup>[6-7]</sup>,天线面板上的铝反射膜与碳纤维增强树脂基复合材料(Carbon fiber reinforced plastic, CFRP)蒙皮和铝蜂窝夹芯结构之间的粘接界面在极端条件下会发生热疲劳损伤,导致天线反射面板损坏,与之前 IRAM 望远镜面板的情况相似<sup>[8]</sup>。

研究发现,潮湿环境会严重影响粘接接头的性能<sup>[9]</sup>;温度和湿度会影响复合基体材料的力学性能,在有湿度的情况下,纤维与基体之间的界面可能会减弱<sup>[10-11]</sup>。目前,对粘接结构的疲劳性能进行的研究主要集中在被粘接材料的破坏上<sup>[12]</sup>,比如 CFRP 或玻璃纤维增强树脂基复合材料(Glass fiber reinforced plastic, GFRP)等上产生裂缝,缺乏对粘接层的树脂的受力性能及疲劳性能的研究<sup>[13]</sup>。此外,由于天线和卫星在使用过程中需要面对的特殊环境,它们需要长达几个小时甚至一天的时间来经历一个温度循环周期。并且,由于存在季节温差,天线所经受的温度跨度和平均温度也将随之改变。在此基础上,除考虑热疲劳外,还必须考虑蠕变、老化对粘接层树脂使用寿命的影响<sup>[14]</sup>。1954年,Coffin首次独立提出了循环塑性应变范围和循环寿命的指数规律,即著名的 Manson-Coffin 方程<sup>[15]</sup>。1962年,Taira首次提出同时考虑蠕变断裂和循环应变疲劳来预测结构寿命<sup>[16]</sup>。后来,随着 NASA 主办项目的推进,更先进的蠕变疲劳寿命预测模型取得了很大的进展<sup>[17-19]</sup>。虽然对胶粘剂结构的耐久性能已经进行了大量的研究,但对被粘接材料与粘接胶层间的热膨胀系数的差异引起的胶层热应力分布变化的研究还比较少。

本文将通过有限元仿真和试验相结合的方法,提出并验证一种粘接结构中胶层因上下层蒙皮的热膨胀系数的不同而引起的胶层热应力变化的方法。此外,还考虑到由胶层厚度和被粘接材料的刚度的不同引起的胶层热应力变化。通过胶层环境测试试验,对比胶层侧边中点及端点处的应变与仿真结果的差异,验证有限元模型的可靠性。

## 1 粘接结构介绍

本文的粘接结构被设计成 3 层,中间层为环氧树脂,其余两层为 CFRP(T300)、铝和 GFRP 三种不同材料中的任意两种,如图 1 所示。粘接结构的长宽均为 50 mm,上下层蒙皮的厚度固定为 2 mm,环氧树脂层的厚度从 0.5 mm 到 1.5 mm 不等。表 1 给出了不同参数组合的粘接结构。

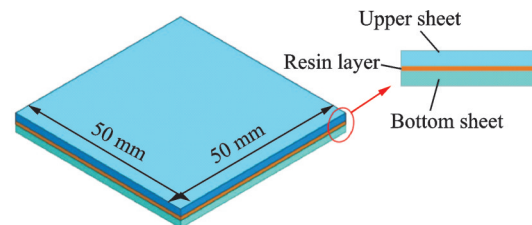


图 1 粘接结构示意图

Fig.1 Sketch map of adhesive structure

表 1 不同参数组合的粘接结构

Table 1 Parameter combinations of adhesive structure

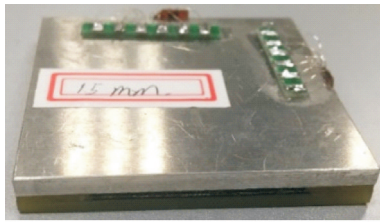
分组	上层	下层	胶层厚度/ mm
模型 1-1			0.5
模型 1	GFRP	铝	1.0
模型 1-3			1.5
模型 2-1			0.5
模型 2	CFRP(T300)	铝	1.0
模型 2-3			1.5
模型 3-1			0.5
模型 3	CFRP(T300)	GFRP	1.0
模型 3-3			1.5

## 2 胶层应变测试试验

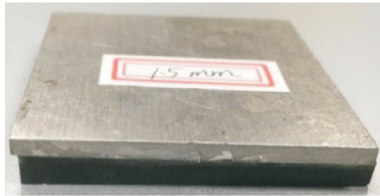
### 2.1 试验件介绍

为验证有限元仿真结果的可靠性,制得与表 1 中胶层厚度为 1.0 mm 和 1.5 mm 的各模型相对应的试件。模型 1-3,模型 2-3 和模型 3-3 对应的试件如图 2 所示。

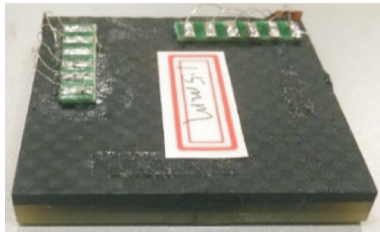
应变花粘贴布置如图 3 所示,两个应变花粘贴在胶层侧边端点,另外两个粘贴在胶层侧边中点处,用于测试胶层侧边不同位置的应变变化情况。



(a) Model 1-3



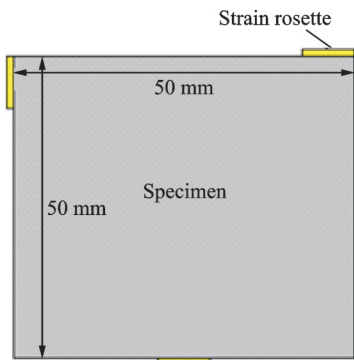
(b) Model 2-3



(c) Model 3-3

图2 应变测试试验试件

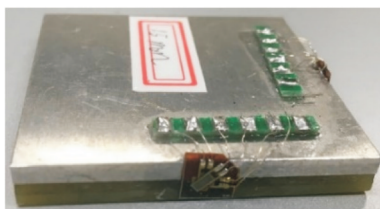
Fig.2 Specimens of strain tests



(a) Schematic layout of strain gauges



(b) Strain gauges arranged at the corner point



(c) Strain gauges arranged at the midpoint

图3 试件应变花粘贴布置

Fig.3 Arrangement of strain gauges of the specimen

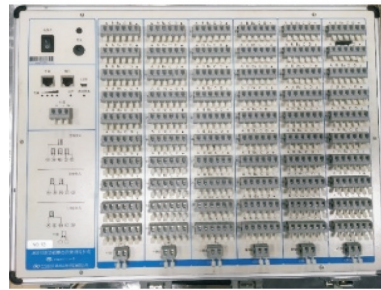
### 2.2 试验过程

在试验开始时,先将试件放入高低温环境试验

箱中,使试件在 60 °C 充分保温 3 h 达到热平衡。然后每降温 10 °C 保温 30 min,保证试件达到预设定温度。按此步骤直到环境箱中温度达到 -10 °C。试验过程中,高低温环境试验箱的湿度需保持在较低的水平以减小由湿度带来的影响,试验设备如图 4 所示。为消除温度变化对应变片测量结果的影响,试验过程中采用半桥电路进行温度补偿。



(a) Environmental chamber



(b) Strain gauge indicator

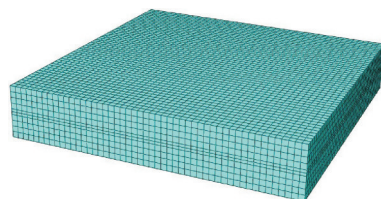
图4 环境试验仪器

Fig.4 Environmental test equipment

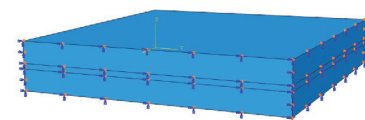
### 3 有限元仿真分析

#### 3.1 有限元模型介绍

在仿真中,建立粘接结构的 1/4 有限元模型,如图 5(a)所示。整个模型采用三维实体单元建模,如 0.5 mm 胶层厚度的模型共计 25 000 个单元,28 611 个节点。有限元仿真的边界条件是 1/4 对称约束,选取为对称面的两个侧面分别进行 X 和 Y 轴对称限制,并限制两对称面交界线处底部端点的 Z 向位移,如图 5(b)所示。有限元仿真的载荷条件是以



(a) Finite element model (FEM) mesh



(b) Boundary condition

图5 粘接结构的有限元网格划分和边界条件

Fig.5 FEM mesh and boundary condition of adhesive structure



60 °C为模型的基准温度,最低温度设定为-10 °C,每隔 10 °C记录胶层的热应力仿真结果,通过逐级改变模型的温度来研究胶层的热应力变化。

CFRP(T300)、铝和 GFRP 的材料参数如表 2 所示。为了保证复合材料蒙皮的热膨胀系数在各方向上的一致性,蒙皮均采用准各向同性铺层。

表 2 有限元模型材料参数  
Table 2 Mechanical properties of FEM

材料种类		CFRP(T300)	铝	GFRP	环氧树脂
热膨胀系数/ (10 <sup>-6</sup> °C <sup>-1</sup> )	$\alpha_{1,2}$	2.0e-6	2.3e-5	1.0e-5	6.0e-5
	$\alpha_3$	3.3e-5	2.3e-5	6.0e-5	6.0e-5
弹性模量/ GPa	$E_1$	68.65		25.0	
	$E_2$	68.65	71	25.0	2.80
	$E_3$	4.50		1.5	
剪切模量/ GPa	$G_{12}$	8.41		3.0	
	$G_{13}$	8.41	27	3.0	0.25
	$G_{23}$	1.30		0.6	
泊松比	$\gamma_{12}$	0.13		0.3	
	$\gamma_{13}$	0.13	0.33	0.3	0.32
	$\gamma_{23}$	0.40		0.3	

表中: $\alpha_1$ 和 $\alpha_2$ 是层合板面内两个主要方向的热膨胀系数; $\alpha_3$ 是层合板厚度方向的热膨胀系数; $E_1$ 和 $E_2$ 是层合板面内两个主要方向的弹性模量; $E_3$ 为层合板厚度方向的弹性模量; $G_{12}$ , $G_{13}$ 和 $G_{23}$ 是层合板的剪切模量; $\gamma_{12}$ , $\gamma_{13}$ 和 $\gamma_{23}$ 是层合板的泊松比。

3.2 试验与仿真结果比较

通过比较胶层侧边水平方向的应变,验证有限元模型计算结果的可靠性。图 6 为模型 2-2 胶层 1 方向的应变云图,由于试验中测量得到的是平行于胶层侧边方向的应变,所以点 A 和 B 分别对应试验中应变测量的侧边端点和中点位置。粘接结构的温度-应变曲线如图 7 和 8 所示,可以发现胶层侧边中点处的应变要远小于侧边端点处的应变,并且胶层厚度对粘接结构胶层的应变影响较小。造成侧边端点和中点处应变较大差异的主要原因可能是胶层在由温差发生变形的情况下,胶层和上下蒙皮 CTE 的差异及端点处胶层边界限制的缺失导致胶层平行于侧边方向的应变由中点向端点增大。对于不同蒙皮的粘接结构,胶层侧边端点处的应变差

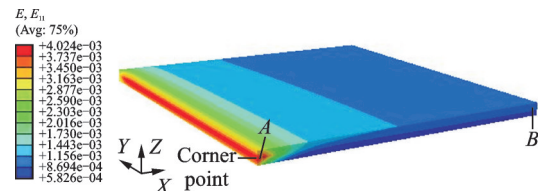


图 6 模型 2-2 胶层的应变云图

Fig.6 Strain nephogram of resin layer of Model 2-2

异较小,而侧边中点处的差异较大。

由图 7 和图 8 可以看出,仿真结果与试验数据的变化趋势完全一致,大小基本吻合但是有一定的差异。造成差异的主要原因可能是由弯曲变形引起的,弯曲变形使得应变片所在区域的应变不均匀,这样由应变片测得的数据实际是应变片所在区域的平均应变。另外,弯曲变形的中性层与中面积不重合,其位置也会随粘接结构形式的不同而变化;中点处的曲率大于端点处的曲率,这也解释了为什么图 7 和图 8 所示的仿真结果与试验数据不同。

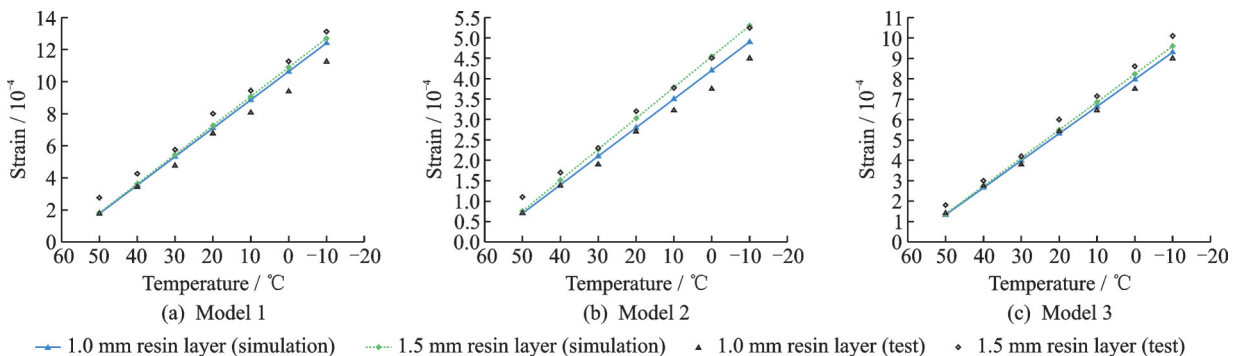


图 7 温度-侧边中点的应变

Fig.7 Temperature-strain generated at the midpoint

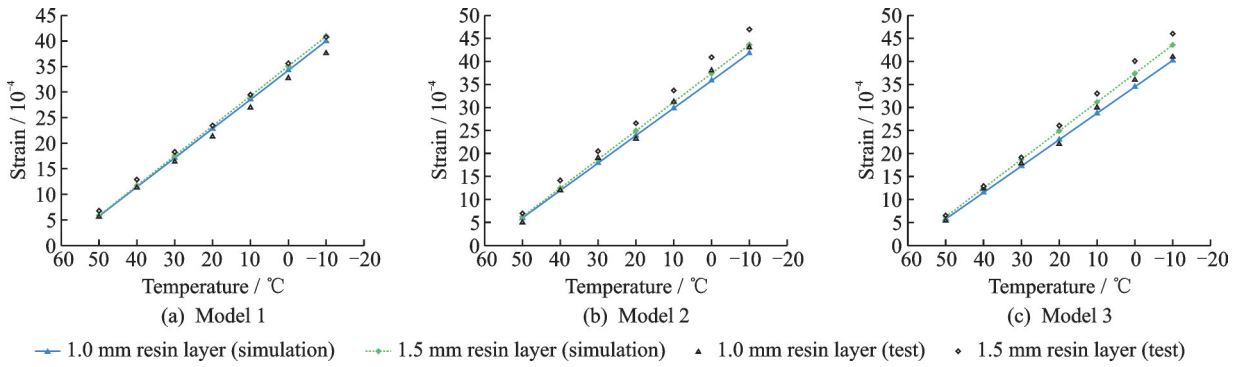


图8 温度-侧边端点的应变

Fig.8 Temperature-strain generated at the endpoint

### 3.3 蒙皮刚度对胶层最大热应力的影响

因为本文所用的蒙皮的热膨胀系数和刚度均存在较大差异,所以本节首先针对蒙皮刚度对胶层最大热应力的影响进行研究。为了研究蒙皮的刚度对胶层最大热应力的影响,首先将模型上下层都设置为CFRP(T300)。当温差为70 °C及胶层厚度为0.5 mm时,固定上层蒙皮的各项材料参数,仅改变下层蒙皮的弹性模量。

仿真结果如图9所示,X轴表示下层蒙皮的弹性模量相对于CFRP(T300)初始弹性模量的变化幅度。由图可以看出,随着蒙皮刚度的增大,胶层的最大热应力逐渐增大。当弹性模量的变化幅度达到初始值的2倍时,曲线趋于平缓。即使弹性模量的变化幅度达到10倍时,胶层的最大热应力变化幅度仅为0.4%左右。仿真结果表明,蒙皮刚度的变化对胶层最大热应力影响较为有限。

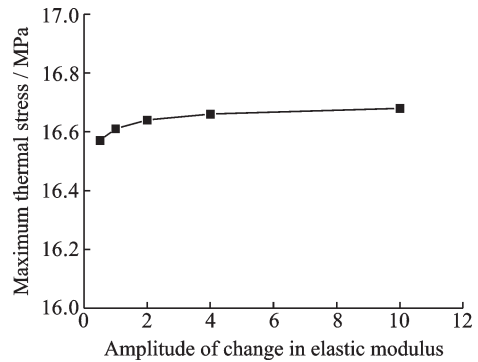


图9 被粘接材料的刚度对胶层最大热应力的影响

Fig.9 Influence of sheet stiffness on the maximum thermal stress

### 3.4 蒙皮种类和胶层厚度对胶层最大热应力的影响

图10为蒙皮种类和胶层厚度对模型温度-胶层最大热应力曲线的影响。由图可以看出,模型2

和模型3的胶层最大热应力几乎一致,并且明显大于模型1的胶层最大热应力。图11为模型2-2的胶层应力云图,靠近CFRP蒙皮一侧的粘接界面的应力明显大于靠近铝蒙皮一侧的应力,并且胶层的应力分布主要是由中心向侧边增大。仿真结果表明,胶层的最大热应力主要受热膨胀系数较小的蒙皮影响,另一侧蒙皮热膨胀系数的变化对胶层热应力的影响较小。

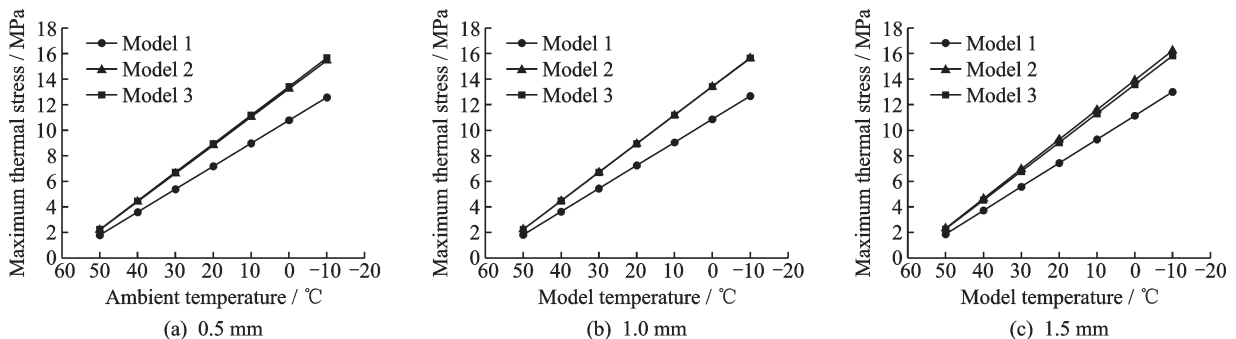


图10 模型温度-胶层最大热应力曲线

Fig.10 Model temperature-maximum thermal stress curves

图12为胶层厚度对不同模型胶层最大热应力的影响。仿真结果表明,各模型的胶层最大热应力随着胶层厚度的增加先减小后增大。当胶层厚度较小时,胶层的最大热应力会同时受两侧蒙皮热变

形的影响。当胶层厚度达到0.5 mm后,随胶层厚度的增加,胶层最大热应力逐步增加。与两侧蒙皮均是CFRP的模型相比,CFRP模型的胶层最大热应力随胶层厚度的增加缓慢降低。由于其余模型

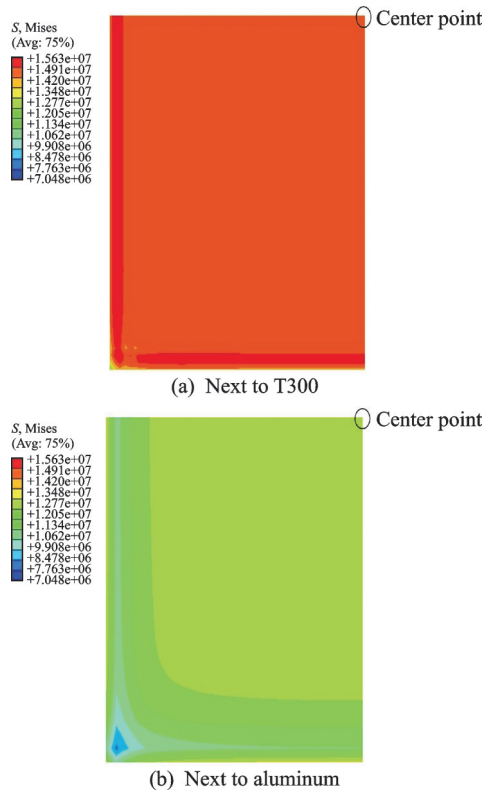


图 11 模型 2-2 胶层应力云图

Fig.11 Stress nephogram of resin layer of Model 2-2

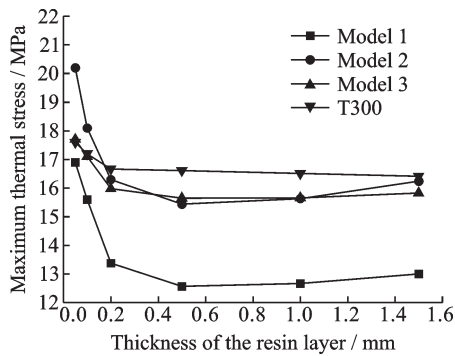


图 12 胶层厚度-胶层最大热应力曲线

Fig.12 Thickness-maximum thermal stress curves of the resin layer

均为非对称层合板,因此胶层最大热应力的增加可能是由于叠加了弯曲变形引起的应力而造成的。

### 4 结 论

本文主要研究了粘接结构中胶层的热应力分布。通过建立相应的有限元模型,并进行应变测试试验验证,讨论了蒙皮材料和不同结构参数对胶层热应力分布的影响。主要研究结论如下:

(1)有限元计算结果与试验数据吻合较好,说明本文模型的可靠性。胶层中点处的应变要远小于端点处的应变,并且胶层厚度对粘接结构胶层的应变影响较小。对于不同蒙皮的粘接结构,胶层侧

边端点处的应变差异较小,而中点处的差异较大。

(2)在保持其他结构参数不变的情况下,胶层的最大热应力主要受热膨胀系数较小的蒙皮影响,另一侧蒙皮热膨胀系数的变化对胶层热应力的影响较小。因此,在结构设计中,对于温度变化较大的粘接结构,应选择蒙皮和胶层 CTE 差异较小的组合。

(3)尽管被粘接材料刚度的增大会导致胶层的最大热应力增大,但其影响是较小的。

(4)非对称结构的胶层最大热应力随着胶层厚度的增加先减小后增大,对称结构的胶层最大热应力随胶层厚度的增加而缓慢降低。因此,应合理设计胶层的厚度,避免胶层热应力过大。

上述结论是基于粘接板与被粘接板的厚度相同的结果得出的,粘接板与被粘接板的厚度不相同的情况是笔者将来进一步研究的内容。

### 参考文献:

[1] NAGARAJ V, GANGARAO H V. Fatigue behavior and connection efficiency of pultruded GFRP beams [J]. Journal of Composites for Construction, 1998, 2 (1): 57-65.

[2] 张震, 温永海, 徐忠岩, 等. 复合材料结构机械连接设计分析与试验研究[J]. 南京航空航天大学学报, 2015, 47(2): 314-318.

ZHANG Zhen, WEN Yonghai, XU Zhongyan, et al. Test investigation on mechanically fastened joint of composite structure[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2015, 47(2): 314-318.

[3] PAWE H M, MIROSAW S, TOMASZ W, et al. Effect of thermal treatment on CFRP parts before and after adhesive bonding[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2018, 35 (2): 256-263.

[4] 刘家赫. 空间环境对航天器编织材料结构防护性能的影响[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2014.

LIU Jiahe. The influence of space environment on the protection performance of spacecraft woven materials structure [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2014.

[5] 陈百炼, 张人禾, 效存德, 等. 东南极 Dome A 近地面气温及雪层温度的观测研究[J]. 科学通报, 2010, 55(11): 1048-1054.

CHEN Bailian, ZHANG Renhe, XIAO Cunde, et al. Analysis on the air and snow temperatures near ground with observations of an AWS at Dome A, the summit of Antarctic Plateau [J]. Chinese Sci Bull, 2010, 55

- (11): 1048-1054.
- [6] SHI S C, PAINE S, YAO Q J, et al. Terahertz and far-infrared windows opened at Dome A in Antarctica [J]. *Nature Astronomy*, 2016. DOI: 10.1038/s41550-016-0001.
- [7] YANG J, ZUO Y X, LOU Z, et al. Conceptual design studies of the 5 m terahertz antenna for Dome A, Antarctica [J]. *Research in Astronomy and Astrophysics*, 2013, 13(12): 1493-1508.
- [8] GREVE A. Reflector surface measurements of the IRAM 30-m radio telescope [J]. *International Journal of Infrared and Millimeter Waves*, 1986, 7(1): 121-135.
- [9] ZHANG Y, VASSILOPOULOS A P, KELLER T. Environmental effects on fatigue behavior of adhesively-bonded pultruded structural joints [J]. *Composites Science and Technology*, 2009, 69(7/8): 1022-1028.
- [10] VENKATESH V, RACK H J. A neural network approach to elevated temperature creep-fatigue life prediction [J]. *International Journal of Fatigue*, 1999, 21(3): 225-234.
- [11] QUARESIMIN M, RICOTTA M. Fatigue behaviour and damage evolution of single lap bonded joints in composite material [J]. *Composites Science and Technology*, 2006, 66(2): 176-187.
- [12] PARK Y B, SONG M G, KIM J J, et al. Strength of carbon/epoxy composite single-lap bonded joints in various environmental conditions [J]. *Composite Structures*, 2010, 92(9): 2173-2180.
- [13] GOSWAMI T. Low cycle fatigue life prediction—A new model [J]. *International Journal of Fatigue*, 1997, 19(2): 109-115.
- [14] KELLER T. Fatigue life prediction of bonded joints in composite structure [M]//*Fatigue Life Prediction of Composites & Composite Structures*. [S.l.]: Composites Science and Engineering, 2010: 439-465.
- [15] COFFIN J L. A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal [J]. *Transactions of National Research Institute for Metals*, 1954, 76: 931-950.
- [16] TAIRA S. Lifetime of structures subjected to varying load and temperature [M]. Berlin: Springer, 1962.
- [17] ASHCROFT I A, HUGHES D J, SHAW S J. Adhesive bonding of fibre reinforced polymer composite materials [J]. *Assembly Automation*, 2000, 20(2): 150-161.
- [18] YONGLIAN W. A generalized frequency modified damage function model for high temperature low cycle fatigue life prediction [J]. *International Journal of Fatigue*, 1997, 19(4): 345-350.
- [19] GOSWAMI T. Development of generic creep-fatigue life prediction models [J]. *Materials & Design*, 2004, 25(4): 277-288.

(编辑: 胥橙庭)