

复合材料热结构螺栓连接刚度试验分析方法

闵昌万¹ 谭志勇¹ 费庆国²

(1. 北京临近空间飞行器系统工程研究所空间物理重点实验室, 北京, 100076;

2. 东南大学江苏省工程力学分析重点实验室, 南京, 210096)

摘要:本文以C/SiC螺栓为例,研究复合材料热结构连接刚度的试验分析方法。分析了常温下预紧力矩与螺栓轴向力之间的关系,考虑高温对预紧力的影响并给出了预紧力矩修正公式。针对高温条件下难以获得螺栓真实预紧力、从而影响对热结构连接刚度进行正确判断的难点,建立了一种在高温条件下通过动力学试验获取结构连接刚度的技术途径,并采用典型连接件开展了相关的试验研究。

关键词:复合材料;热结构;螺栓连接;连接刚度

中图分类号:O341

文献标识码:A

文章编号:1005-2615(2012)06-0876-05

Experimental Analysis on Connection Stiffness of Bolt for Thermal Structures of Composite Material

Min Changwan¹, Tan Zhiyong¹, Fei Qingguo²

(1. Science and Technology on Space Physics Laboratory,

Beijing Institute for Near Space Aircraft System, Beijing, 100076, China;

2. Jiangsu Key Laboratory of Engineering Mechanics, Southeast University, Nanjing, 210096, China)

Abstract: Connection stiffness of bolt for thermal structures is analyzed. The bolt made of C/SiC material is employed in the study. The function between tightening torque and axial force under normal temperature is analyzed. Then the function is modified considering the influence of temperature. Finally, a novel method is proposed to identify the connection stiffness of bolt for high-temperature structures to circumvent the problem that the axial force is difficult to be measured under high temperature. Normal temperature and high temperature modal testing are carried out with several test pieces.

Key words: composite material; thermal structure; bolt connection; connection stiffness

目前,以C/C和C/SiC为代表的先进复合材料热承载结构是新型飞行器等领域重要的发展方向,这种结构具有明显超越于传统热防护金属材料结构的优点,但其结构设计以及力学性能的评价、考核也与材料特性、实际使用环境有着显著的关联性^[1-2]。

在工程上,先进复合材料结构需要解决的一个关键问题是部件之间的连接,重点是对连接件在高温使用环境下力学性能的评价^[3-8]。根据国内外相

关技术资料,先进航空、航天器的最主要连接方式仍然是机械连接^[9-10]。以C/SiC材料为例,涉及到C/SiC构件之间及其与金属之间可选用的一般有螺栓连接、铆接、焊接和粘结4种连接方式。其中后3种连接方法都是永久性连接,只有螺栓连接可以满足重复拆卸的要求,是热结构实际应用时不可避免的连接方式。本文将螺栓连接结构作为研究分析的对象。

基金项目:国家自然科学基金(10902024)资助项目;教育部新世纪优秀人才支持计划(NCET-11-0086)资助项目;航空科学基金(20090869009)资助项目;江苏省自然科学基金(BK2010397)资助项目。

收稿日期:2011-12-10;**修订日期:**2012-01-30

通讯作者:闵昌万,男,博士,研究员,1971年出生,E-mail:minchangwan@126.com。

热结构的螺栓连接件常见的是高温金属螺栓、陶瓷螺栓、C/C 复合材料螺栓和C/SiC 复合材料螺栓。图1 所示的X-38 机身襟翼为C/SiC 之间螺栓连接的典型构件,它由包括多个盒段的 350 多个各种C/SiC 零件,经过C/SiC 螺栓连接组合而成。这种连接结构的持久性及耐冲击性均超出陶瓷瓦材料,并减轻了运载器的质量,并且不降低C/SiC 构件的使用温度和强韧性。



图1 采用螺栓连接的热结构典型构件

为保证螺栓连接的强度、刚度性能,必须保持一定的预紧力并解决使用过程中的松弛问题。对于常温使用的金属螺栓,可以在使用过程中实时标定和检测,即使不能简单地用力矩扳手测量,仍有手段可以直接测量,不存在大的技术难点。然而,对于热结构连接件,螺栓的安装和预紧力施加都是在常温状态下完成的,而实际使用温度会达到 800~1 600 ℃。一方面,由于热膨胀和温度梯度的作用,螺栓的预紧力会发生变化,预紧力明显减小将影响结构的连接刚度,预紧力显著增加又会降低承受外载荷的能力;另一方面,在高温状态下,由于常规的测试手段难于实现,直接获得螺栓预紧力和连接刚度具有很高的技术难度。

本文以C/SiC 典型连接件和配套连接螺栓为对象进行研究。基于常温试验分析了C/SiC 螺栓预紧力矩与螺栓轴向力之间的关系,给出了C/SiC 螺栓拉伸破坏的形貌和应力水平的统计。分析了连接件在高温使用环境下影响预紧力变化的因素。进行了常温和高温条件下典型连接件的动力学试验,通过多状态试验数据的对比判断给出了高温条件下连接刚度以及螺栓预紧力的变化,建立了一种通过常、高温动力学试验来获取热结构连接刚度的技术途径。

1 常温条件下螺栓预紧力矩与螺栓轴向力之间的关系

本文以下均采用C/SiC 材料进行研究。为了掌

握螺栓的合理的预紧力矩范围,首先应得到极限预紧力矩条件下螺栓的破坏形式,并获得预紧力矩与螺栓拉力之间的关系。

由于难以直接测量螺栓承受的轴向力,本文采用了如图2 所示的实验装置。根据螺栓直径和螺杆长度设计一个金属套筒,在套筒的合理位置粘贴应变片。首先,在标准的材料试验机上进行套筒应变与轴向压缩载荷之间关系的标定。然后,将套筒衬在螺栓与螺母之间进行扭转力矩试验,并在螺栓的光杆部位粘贴应变片,获得的试验件破坏形貌、螺栓轴向力与预紧力矩关系曲线、光杆上应变与预紧力矩关系曲线如图3~5 所示。

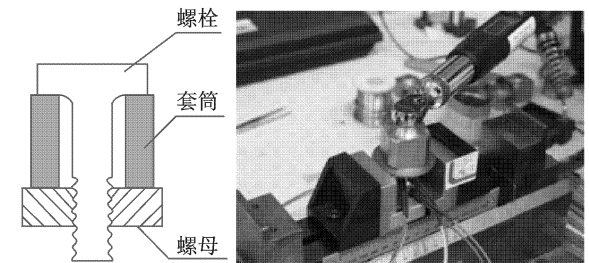


图2 C/SiC 螺栓预紧力矩与螺杆轴向力关系测试

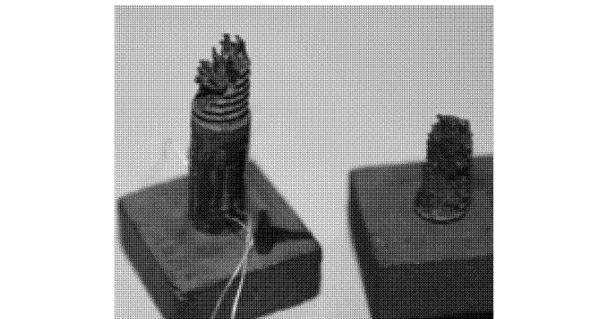


图3 试验件破坏形貌

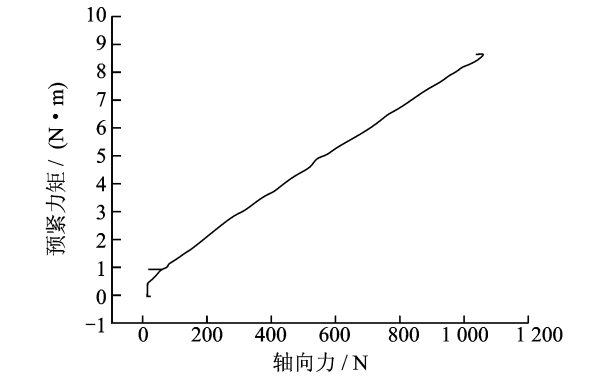


图4 螺栓轴向力与扭转力矩关系曲线

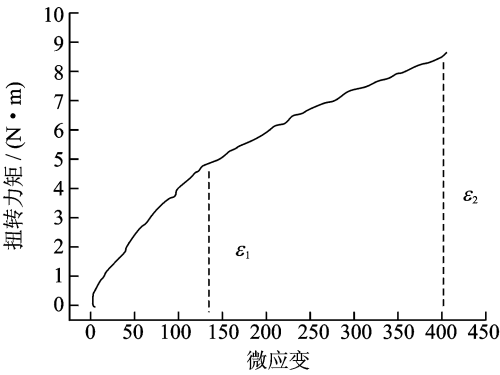


图5 螺栓光杆上应变与扭转载矩关系曲线

对于螺栓连接, 预紧力矩 M 用于克服螺纹副的螺纹阻力矩 M_1 以及螺母与被连接件支承面间的端面摩擦力矩 M_2 , 因此得到预紧力矩的计算公式

$$M = M_1 + M_2 =$$

$$F \tan(\phi + \rho) \frac{d_2}{2} + \frac{F}{\mu} K_2 = K_M F d \tag{1}$$

式中: F 为轴向力; ϕ 为螺纹升角; $\rho = \arctan \mu$ 为螺纹当量摩擦角; μ 为螺纹当量摩擦系数; d_2 为螺纹中径; K_2 为端面摩擦力矩系数; d 为螺纹公称直径; K_M 为预紧力矩系数。即对于公称直径 d 的螺栓, 预紧力矩 M 与轴向力 F 呈线性关系。

图4所示C/SiC复合材料螺栓的试验结果完全满足这一关系, 通过图就可以插值计算出预紧力矩系数。对于M8和M10的C/SiC标准螺纹螺栓, 预紧力矩系数 K_M 分别取0.90~1.05和0.80~0.95。这与金属螺栓的 K_M 值范围0.10~0.30有较大差异。

从图5所示C/SiC螺栓的应变与扭转载矩关系曲线以及试验件破坏形貌看出, 螺栓结构与材料典型拉伸试验件的破坏类似, 当螺杆与螺母间配合良好且螺母厚度 $h \geq 1.5d$ 时, 一般发生螺杆拉断, 破坏应变 $\epsilon \approx 0.4\%$, 破坏断面发生了明显的纤维拔出和界面脱粘的逐级损伤。C/SiC螺栓在拉伸破坏前的应变明显具有两个阶段。当螺栓的拉伸应变小于 ϵ_1 时主要由基体承载, 材料表现出的弹性模量较高且未发生微观损伤; 当拉伸应变由 ϵ_1 变化为 ϵ_2 时, 材料由基体和纤维共同承载, 螺栓内部逐步发生细观损伤破坏, 伴随着界面脱粘、纤维拔出、基体开裂和裂纹扩展等过程, 螺栓的承载能力达到极限。

根据材料表现出的力学特性, 预紧力矩设计时既要保证连接面的刚性和防松能力, 又不能使螺栓在日常状态和重复拆卸的过程中产生损伤, 本文给出预紧力的推荐计算值如下

$$F = (0.6 \sim 0.7) \sigma_1 A_s \tag{2}$$

式中: σ_1 为与 ϵ_1 对应的应力水平; A_s 为螺栓的公称应力截面积。在实际使用时, 由于难以对 σ_1 进行逐个测量, 因此可首先将常温状态下的预紧力矩 M 设定为

$$M = (0.2 \sim 0.23) M_b \tag{3}$$

式中 M_b 为螺栓破坏力矩。

2 高温连接件预紧力的影响因素分析

C/SiC螺栓连接件在使用中最高温度达1 100℃以上, 升温过程中瞬态温度梯度作为主要因素导致热应力松弛, 影响螺栓的预紧力和连接件刚度。

对于螺栓与连接件的组合结构, 当结构的各部分温度发生变化时, 由于热变形而产生线应变 $\alpha(T - T_0) = \alpha \Delta T$, 其中 α 为材料的线膨胀系数, T 为弹性体内任一点现时的温度值, T_0 为初始温度值。当热变形不受任何约束时, 则结构上有变形而不引起应力。但是, 结构由于约束或各部分温度变化不均匀, 热变形不能自由进行时, 则在螺栓和连接件中会产生附加的热应力。膨胀系数小的材料受到附加的拉应力 σ_L , 膨胀系数大的材料受到附加的压应力 σ_Y 。热应力与螺栓预紧力矩产生的预应力叠加, 有可能产生热应力松弛。

对于单搭接板连接件, 图6给出了螺栓预紧力在连接板上引起的应力分布, 对于圆头螺栓, 预紧力引起的变形区 A 和无变形区 B 均为圆柱体, 对于图3所示的方头螺栓, A 区和 B 区近似为圆柱体。

圆柱体 A 在柱坐标下的应力为

$$\begin{aligned} \sigma_r^A &= \frac{\mu_r q}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) < 0 \\ \sigma_\theta^A &= \frac{\mu_\theta q}{2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2} \right) < 0 \end{aligned} \tag{4}$$

圆柱体 B 在柱坐标下的应力为

$$\begin{aligned} \sigma_r^B &= \frac{\mu_r q}{2} \left(\frac{b^2}{r^2} - \frac{a^2}{r^2} \right) < 0 \\ \sigma_\theta^B &= \frac{\mu_\theta q}{2} \left(\frac{b^2}{r^2} - \frac{a^2}{r^2} \right) > 0 \end{aligned} \tag{5}$$

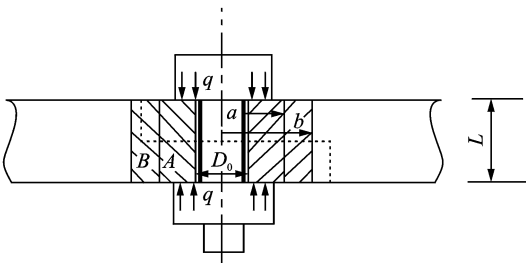


图6 螺栓预紧力引起的应力分布范围

式中: r 为计算点到孔轴线的距离; μ_r, μ_θ 分别为柱坐标 r, θ 方向的泊松比;对于二维碳布穿刺的 C/SiC 材料,可以认为是面内各向同性,则有 $\mu_r = \mu_\theta = \mu$; q 为螺栓头下面积上的单位压力。

式(4,5)表明:螺栓预紧力使得连接件在压缩圆柱体 A 的边界内产生的完全是压应力,在边界外则作用着径向压应力和切向拉应力。热应力导致的 σ_L 或 σ_Y 与 $\sigma_r^A, \sigma_\theta^A, \sigma_r^B, \sigma_\theta^B$ 叠加后,预应力的变化情况比较复杂。

若螺栓、连接件的温升 $\Delta T_L, \Delta T_S$ 已知,则可以计算出热应力载荷为

$$F_T = \frac{K_L K_S}{K_L + K_S} (\alpha_S \Delta T_S - \alpha_L \Delta T_L) L \tag{6}$$

式中:下角标 L, S 分别表示螺栓和连接件; K_L, K_S 分别表示螺栓和连接件的刚度。对于图 6 的单搭接板

$$K_S = \frac{E_{SZ}}{L} \times \frac{\pi}{4} \left[\left(d_w + \frac{L}{10} \right)^2 - D_0^2 \right] \tag{7}$$

式中: E_{SZ} 为复合材料连接件在厚度方向的弹性模量; d_w 为螺钉头折算成圆面积后对应的直径。这样,在高温使用条件下螺栓的预紧力矩公式(1)即可修正为

$$M = K_M (F + F_T) d \tag{8}$$

3 高温连接刚度的试验获取技术

本文给出了典型连接件的动力学试验,并通过多状态试验数据的对比判断给出了高温条件下连接刚度以及螺栓预紧力的变化的新技术途径。

图 6 螺栓单搭接板典型构件的频率特性与组合刚度 K 的均方根值成正比,而刚度 K 是结构本身刚度 K_1 与螺栓连接和预紧力刚度 K_L 的串联,则可以得到

$$\omega_i = \bar{\beta}_i \times \left(\frac{K_1 \times K_L}{K_1 + K_L} \right)^{\frac{1}{2}} \tag{9}$$

式中:下标 i 表示频率的阶数; $\bar{\beta}$ 表示与结构几何和质量特性有关的参数,对于具体结构的 $\bar{\beta}$ 为定值,将式(9)中结构本身刚度与热应力相关项单独提取出来为 K_{1T} ,则剩余项与结构不同温度下的弹性模量 E_1 具有相同的变化规律。讨论时忽略频率的阶数 i ,可将式(9)改写为

$$\omega = \beta \times \left(\frac{(E_1 + \gamma K_{1T}) \times K_L}{(E_1 + \gamma K_{1T}) + K_L} \right)^{\frac{1}{2}} \tag{10}$$

在工程应用中,存在的难点主要是通过不同状态的试验数据对式(10)中各项解耦。对此,考虑了 5 组试验如下:

首先,采用与连接板同一批次的复合材料进行

标准件强度试验,获得材料真实的弹性模量 E_1 。

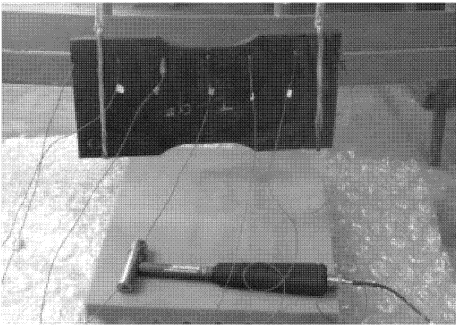
其次,采用与连接板相同的材料设计一个具有相同形状但不包含连接的参考板,进行参考板常温状态下的动特性试验,此时有 $K_{1T} = 0, K_L \rightarrow \infty$ 。通过试验得到的 ω 和 E_1 ,可解算出式(10)中对应的 β 。

然后,对于参考板进行高温下的模态试验,温度场与真实条件相同,通过本项试验与前面试验得到的 ω, E_1 和 β ,可解算出式(10)中对应的 γK_{1T} 。

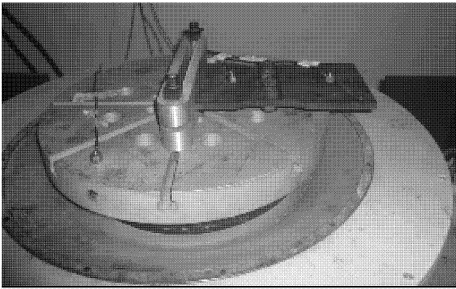
完成上述工作后,再进行真实连接结构的模态试验,通过常温和高温条件下试验结果的解算,即可获得 K_L 对应条件下的数据。

4 高温条件模态试验和连接刚度识别

对参考板和典型连接板常温下的动力学试验^[11]以及典型连接板的高温模态试验分别见图 7 和图 8。其中,温度为 1 100 ℃热环境下的模态试验是目前结构动力学专业最前沿的试验技术。



(a) 常温下模态试验



(b) 常温下振动台试验

图 7 参考板与典型连接板在常温下的动力学试验

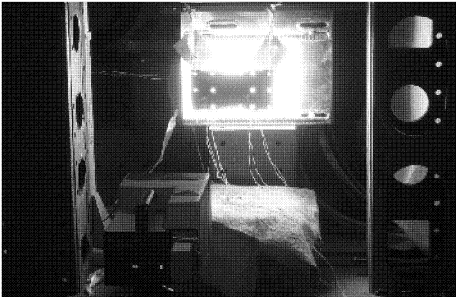


图 8 典型连接板的高温模态试验

常温模态试验中,将 4 个螺栓的预紧力矩分别设置为 $2.5\text{ N}\cdot\text{m}$ 和 $3.5\text{ N}\cdot\text{m}$ 得到的自由状态 1 阶频率分别为 249 Hz 和 254 Hz,验证了连接刚度影响试验件的频率特性。然后进行高温模态试验,常温预紧力矩为 $3.5\text{ N}\cdot\text{m}$ 的试验件在 $1\,100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 状态下的自由 1 阶频率为 480 Hz,表明了典型连接板在高温状态下的频率远远高于常温状态。对此分析认为 C/SiC 材料的高温拉/压弹性模量较常温变化不大,但弯曲弹性模量具有明显的增长,是频率明显升高的主要原因。频率升高的另一个原因是高温连接刚度大于常温连接刚度。按照本文前面推导的方法,分别计算得出常温状态下的结构本身刚度 K_1 与螺栓连接刚度 K_L 的比值是 $1:0.08$,而在 $1\,100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 状态下的 K_1 与 K_L 比值是 $1:0.14$ 。在 $1\,100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 状态下的连接刚度较常温连接刚度有了明显的提高。

5 结束语

本文以 C/SiC 典型连接结构为对象,研究复合材料热结构连接刚度的试验分析方法。基于常温试验分析了 C/SiC 螺栓预紧力矩与螺栓轴向力之间的关系。分析了连接件在高温使用环境下影响预紧力变化的因素,对预紧力矩公式进行了修正。进行了常温和高温条件下典型连接件的动力学试验,通过多状态试验数据的分析,获得了常温和高温条件下结构刚度的变化,建立了一种通过常高温动力学试验来获取热结构连接刚度的技术途径。

参考文献:

[1] 谭志勇,闵昌万,龙丽平. 先进复合材料的结构动力学设计与分析技术探讨[J]. 强度与环境, 2011, 38(3): 24-28.
Tan Zhiyong, Min Changwan, Long Liping. The technology of dynamics design and analysis for the structure of advanced composite material [J]. Struc-

ture and Environment Engineering, 2011, 38(3): 24-28.
[2] Pedro P Camanho, Davila C G, Pinho S T, et al. Mechanical Response of Composites [M]. New York: Springer, 2008.
[3] Banbury A, Kelly D W. A study of fastener pull-through failure of composite laminates. Part 1: Experimental [J]. Composite Structures, 1999, 45(2): 241-254.
[4] Banbury A, Kelly D W, Jain L K. A study of fastener pull-through failure of composite laminates. Part 2: Failure prediction [J]. Composite Structures, 1999, 45(2): 255-270.
[5] Bohrk H, Beyermann U. Secure tightening of a CMC fastener for the heat shield of re-entry vehicles [J]. Composite Structures, 2010, 92(1): 107-112.
[6] David E G. Ceramic matrix composite thermal protection systems and hot structures for hypersonic vehicles [R]. AIAA Paper 2008-2682, 2008.
[7] Jurij Avsec, Maks Oblak. Thermal vibrational analysis for simply supported beam and clamped beam [J]. Journal of Sound and Vibration, 2007, 308(3): 514-525.
[8] 任青梅,成竹. 可重复使用热防护系统试验验证技术概述[J]. 强度与环境, 2010, 37(6): 55-62.
Ren Qingmei, Cheng Zhu. Development of verification test technology for reusable thermal protection systems [J]. Structure and Environment Engineering, 2010, 37(6): 55-62.
[9] 任家烈,吴爱萍. 先进材料的连接[M]. 北京: 机械工业出版社, 2000.
[10] Jeffrey L Dohner. On the development of methodologies for constructing predictive models of structures with joints and interfaces [R]. DE-AC04-94AL85000. [S.l.]: Sandia National Lab, 2000.
[11] Ewins D J. Modal testing: theory, practice and application[M]. Weinheim: Wiley Press, 2000.