

DOI:10.16356/j.2097-6771.2026.01.010

## 复合材料-金属多钉连接结构新型设计与承载特性

杨卜麟, 陈普会

(南京航空航天大学航空学院, 南京 210016)

**摘要:** 高比强度复合材料因缺乏载荷重新分配的能力,其连接结构设计成为复合材料结构设计的重点和难点。本文根据紧固件载荷的协调/平衡理论计算方法,提出了一种用于承受极高静载荷的复合材料多钉连接结构设计方案;利用 ABAQUS 软件对设计方案进行校核,并对可能存在的尺寸公差对钉载分布的影响进行研究。研究发现:在连接结构上加工阶梯孔预留螺栓的变形空间,可以有效地改善金属结构与复合材料结构之间的刚度匹配问题,而施加预紧力可以有效地提高连接结构的最大承载能力。本文所提出的阶梯孔构型设计,对于 6 排螺栓连接结构可将其最大的螺钉承载比例从 36.06% 降低至 18.14%,相对传统连接结构承载能力提升 19.62%,这种方案对加工精度要求不高,且在加载的全过程均能有效地控制螺栓承载比例。研究结果对高承载需求的连接结构设计提供了参考。

**关键词:** 飞行器设计;钉载分配;有限元;复合材料;紧固件连接;多排钉

**中图分类号:** V214.8 **文献标志码:** A **文章编号:** 1005-2615(2026)01-0117-10

## Novel Design and Bearing Characteristics of Composite-Metal Multi-bolt Joint Structures

YANG Bulin, CHEN Puhui

(College of Aerospace Engineering, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing 210016, China)

**Abstract:** Composites with high specific strength have limited ability to redistribute loads, making the connection structures design a key challenge in structural design. This paper proposes a design scheme for composite-metal multi-bolt joint structure which can withstand extremely high static loads, based on practical requirements and the calculation method of load coordination and balance theory. The design scheme is verified by using ABAQUS software, and the impact of potential dimensional tolerances on the nail load distribution is analyzed. The study finds that machining stepped holes in the connecting structure to reserve deformation space for the bolts can effectively improve the stiffness matching between the metal and composite structures. Additionally, applying preload force can significantly enhance the maximum bearing capacity of the connection structure. The stepped-hole design proposed in this paper reduces the maximum fastener bearing ratio from 36.06% to 18.14% for the six-row bolted connection structure, and increases the bearing capacity by 19.62% compared with traditional connection designs. The proposed design does not require high processing accuracy and effectively controls the fastener-bearing ratio throughout the entire loading process. The research findings provide valuable insights for designing connection structures with high load-bearing requirements.

**基金项目:** 国家自然科学基金(U25B6004)。

**收稿日期:** 2025-09-30; **修订日期:** 2025-12-09

**通信作者:** 陈普会,男,教授,博士生导师, E-mail: phchen@nuaa.edu.cn。

**引用格式:** 杨卜麟,陈普会. 复合材料-金属多钉连接结构新型设计与承载特性[J]. 南京航空航天大学学报(自然科学版), 2026, 58(1): 117-126. YANG Bulin, CHEN Puhui. Novel design and bearing characteristics of composite-metal multi-bolt joint structures[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics (Natural Science Edition), 2026, 58(1): 117-126.

**Key words:** aircraft design; load distribution; finite element; composite materials; fastener connection; multi-row bolts

在现代飞机设计中,复合材料因其比强度与比刚度高的优势,从而被更广泛地用于飞机各种结构件之中。在实际应用中,复合材料壁板与金属结构的连接区域可能需要承受很高的载荷,例如飞机主梁分段连接处等。由于复合材料具有脆性特征,在结构出现局部破坏前,其重新分配载荷的能力有限,不恰当的连接设计会使连接区域发生意料之外的损伤,进而严重影响整个结构的承载性能。

目前,确定复合材料连接区域钉载分配比例的方法大致可分为两种,理论计算方法与有限元方法。其中,被广泛采用的理论计算方法有:简单刚度法<sup>[1]</sup>,协调/平衡理论计算方法<sup>[2]</sup>,和可以考虑钉孔间隙和摩擦力的弹簧质量模型<sup>[3]</sup>。经过多年的发展,理论计算方法的精度与有限元方法的精度大致相当<sup>[4]</sup>。但理论方法公式推导受限于几何外形的复杂程度,一般仅适用于螺栓排列比较规则的紧固件连接,且难以准确预测加工偏差与装配顺序对实际结构钉载分配的影响<sup>[5]</sup>。

当前国内外研究工作中,利用有限元软件来研究螺栓连接结构的受力情况已相当普遍,模拟结果的精确性也获得了广泛肯定。郑岩冰<sup>[6]</sup>讨论了层合板宽度、厚度及螺栓直径、螺栓间距、螺栓材料等因素对连接结构载荷分配的影响趋势,研究发现减小螺栓直径或增大层合板宽度、厚度可降低载荷分配的不均匀性,增加螺栓间距或降低螺栓剪切模量对载荷的影响较小。李伟等<sup>[7]</sup>开展了对钉孔间隙参数的优化设计研究,使用基于二次拉格朗日的非线性规划(Nonlinear programming by quadratic Lagrangian, NLPQL)算法优化钉孔间隙参数,使得优化后的结构在目标载荷附近实现钉载均匀分配,并实现 15% 的承载能力提升。王志阔等<sup>[8]</sup>分析了阶

梯高度、螺栓排列方式以及孔边距因素对于钉载分配的影响,研究发现提高阶梯高度会加剧钉载不均衡,增加螺栓群的排数有利于提高结构的承载能力,修改孔边距参数对钉载分配比例的影响较小。万朋等<sup>[9]</sup>分析不同螺栓数量、孔的位置偏差和螺栓孔间隙等因素对螺栓载荷分布和板内应力分布的影响,研究发现多钉连接结构对螺栓孔间隙敏感,文章确认了通过修改螺栓孔间隙调整连接结构钉载分配比例的有效性。Mccarthy 等<sup>[10-11]</sup>利用有限元软件对单螺栓单剪复合材料连接结构进行了模型验证与分析,开发了三相线接头模型,将螺钉连接的承载过程分为摩擦传递、间隙和载荷传递 3 个阶段,并给出了每个阶段的连接刚度表达式。Gray 等<sup>[12]</sup>利用自定义单元高效模拟了大型复合材料结构的螺栓载荷分布。

本文在理论计算公式的指导下进行初步设计,使用有限元方法对某复合材料六钉双剪连接结构设计方案进行校核,并对加工误差造成的影响进行分析与优化。

## 1 初步设计

本文以协调/平衡理论计算方法为基础,对如图 1 所示的典型复合材料-金属连接结构进行设计,其连接区最大长度为 315 mm,金属结构最大宽度为 61.5 mm,单侧金属结构厚度为 25 mm。复合材料层合板使用 T800 级中模高强度碳纤维环氧预浸料,材料牌号为 M21C。基本材料参数如表 1<sup>[13]</sup>所示,其中参数下标 1、2、3 分别表示纤维方向、基体方向和厚度方向,下标 T、C 分别表示拉伸情况、压缩情况。层合板由热压罐工艺制造,本文所选取的设计区域为复合材料加筋壁板与金属结

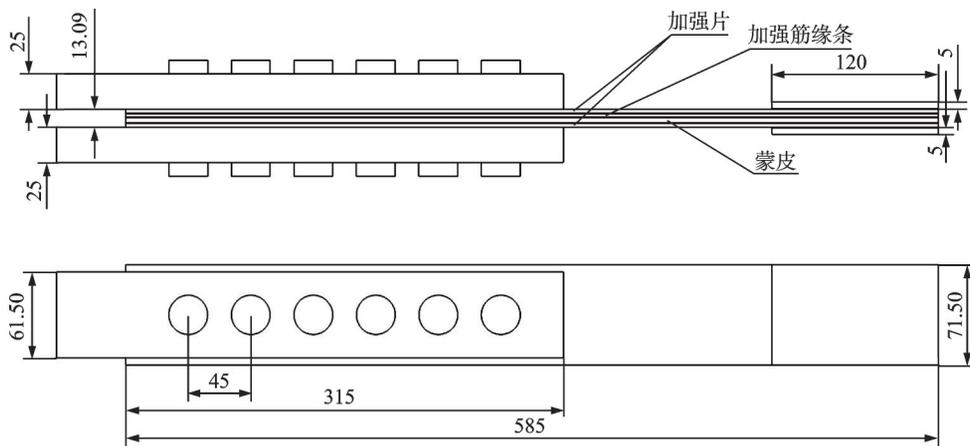


图 1 六钉双剪连接结构示意图

Fig.1 Size of six-bolt double-shear joint structure

构的连接区的局部,复合材料铺层由 4 部分组成,由上至下分别为加强片、蒙皮、加强筋缘条、加强片,其具体铺层顺序参见表 2。金属结构使用 30CrMnSiNi2A 钢制造,且进行热处理使得表面硬度达到 36HRC。

表 1 复合材料 M21C 基本力学性能参数<sup>[13]</sup>

Table 1 Basic mechanical properties of composite M21C<sup>[13]</sup>

参数	数值	参数	数值
$E_1/\text{GPa}$	148	$X_T/\text{MPa}$	3 242
$E_2/\text{GPa}$	9.7	$X_C/\text{MPa}$	1 654
$\mu_{12}$	0.31	$Y_T/\text{MPa}$	63.9
$G_{12}/\text{GPa}$	4.6	$Y_C/\text{MPa}$	253
$G_{23}/\text{GPa}$	3.368	$S_{12}/\text{MPa}$	90

表 2 复合材料铺层信息表

Table 2 Composite layer information

区域名称	铺层信息
加强片	$[45/0/-45/90]_{2s}$
蒙皮	$[45/-45/45/90/0/-45/0/90/45/-45/0]_s$
加强筋缘条	$[45/0/0/-45/0/0/90/0]_s$

设计目标为使得整个连接结构能够承受尽可能高的静载荷。因此,在概念设计阶段,为了最大限度地发挥给定连接区的承载潜力,在设计区域容许的范围内,其螺栓直径应当尽可能大,而排数应该尽可能多。以此为原则选取螺栓的直径与排数。而后调整金属结构使得其刚度与复合材料板相匹配,并使得各螺栓承载尽可能均匀。在必要时,需要减小部分螺钉直径,并考虑缩减排数,以实现连接区承载最大化。

根据复合材料连接手册<sup>[1]</sup>,为了保证接头仅发生挤压破坏,连接区边距不得小于 2.5 倍孔径,端距不得小于 3 倍孔径,行距不得小于 4 倍孔径。由以上要求可得,螺栓的最大直径为 14 mm,且最多容纳 6 排螺栓。因此螺栓选用直径为 M14 的六角头螺栓,且需要配有垫片。

为了便于制造,本文所设计的金属结构的厚度尺寸均为整数,其尺寸精度为 0.01 mm。对于  $n$  排紧固件的钉载分配需要由  $n$  个方程组成的方程组来计算,其中一个由平衡方程确定,而其他方程由变形协调条件确定。对于双剪连接情况,其理论计算步骤如下:

(1) 求解各紧固件的柔度系数

双剪半经验紧固件柔度计算公式为<sup>[1]</sup>

$$C_f = \frac{(T_p + T_1 + 0.5T_s)^2}{2E_B D^3} + \frac{2}{T_s E_s} + \frac{1}{T_p E_p} \quad (1)$$

式中: $T_p$ 为紧固件处夹具厚度, $T_1$ 为金属结构与复合材料结构的间隙高度, $T_s$ 为复合材料结构厚度,

$D$ 为螺栓直径, $E_B$ 为螺栓弹性模量, $E_p$ 为金属结构弹性模量, $E_s$ 为复合材料结构等效工程模量。

复合材料结构等效工程模量计算公式为

$$E_s = \frac{1}{T_s} \left( A_{11} - \frac{A_{12}^2}{A_{22}} \right) \quad (2)$$

式中: $A_{ij}$ 为面内刚度矩阵的系数,其中 1 方向为载荷施加方向。

(2) 求解金属结构与复合材料结构的刚度系数

金属结构与复合材料结构在两相邻紧固件间的局部刚度可表示为

$$K = E \cdot d \cdot \frac{T_h}{L} \quad (3)$$

式中: $E$ 为金属结构或复合材料结构的弹性模量; $d$ 为金属结构或复合材料结构的局部平均宽度; $T_h$ 为金属结构或复合材料结构的局部平均高度; $L$ 为两相邻紧固件的间距。

(3) 列出变形协调方程与平衡方程

对于搭接连接构型,其平衡方程为

$$F_A = \sum_{i=1}^n F_i \quad (4)$$

式中: $F_A$ 为施加的总载荷; $F_i$ 为第  $i$  排紧固件所承受的载荷。

对于双剪连接情况,相邻紧固件之间的变形协调方程为

$$\frac{\sum_{i=1}^j F_i}{2K_{p_j}} = \frac{F_A - \sum_{i=1}^j F_i}{K_s} + F_j \cdot C_{t_j} - F_{j+1} \cdot C_{t_{(j+1)}} \quad (5)$$

式中: $K_s$ 为复合材料结构刚度; $K_{p_j}$ 为金属结构的局部刚度,其角标代表第  $j$  排与第  $j+1$  排之间的金属结构局部刚度; $C_{t_j}$ 为紧固件的柔度,其角标代表第  $j$  排紧固件的柔度。

(4) 求解各紧固件载荷

以上计算过程中并未考虑几何公差与螺栓弯曲后金属板与复合材料板的正压力所产生摩擦力的影响,因此需要有限元仿真对设计结果进行校验。必要时根据仿真结果进行相应调整。

由于金属结构刚度与复合材料层合板刚度的差异过大,且结构容许的连接区长度有限,由此引起的刚度匹配问题使得阶梯型和斜削型方案均无法满足设计要求。针对此问题,本文提出了两种解决方案,分别是组合夹板方案(记作 A 方案,如图 2 所示)和阶梯孔方案(记作 B 方案,如图 3 所示)。A 方案通过将原本作为整体的金属板拆解为内外两部分,并通过加大螺栓预紧力的方式增加内金属板与复合材料板的摩擦力,借助摩擦力分担部分螺栓的载荷,从而达到降低钉载的目的。由于目标极限

载荷较大,复合材料板的变形量远大于内金属板,因此内金属板需要加工一组比外金属板更大的阶梯孔,避免承载过程中弯曲的螺栓与内金属板干涉。B方案则是利用金属材料在塑性阶段仍可承载的特点,将金属板内侧加工出一个容许螺栓弯曲的阶梯孔,通过降低螺栓弯曲刚度的方式改善钉载分配比例。考虑到内侧的阶梯孔会导致复合材料孔边缺乏支撑,因此额外添加一组铝制垫片,其尺寸与厚度如图3所示。鉴于前两排使用钢制螺栓

时载荷太大,且弯曲程度较大,出于安全考虑,改为使用钛制螺栓进一步降低螺钉的弯曲刚度。

考虑到实际加工难度问题与承载能力要求,并根据理论公式的计算结果,最终确定的设计方案如图2与图3所示,其中 $\varnothing 14$ 孔的尺寸精度为IT9级,其余表面的尺寸精度均为IT14级。图2中画出的是组合板构型方案的剖面图;图3中画出的是阶梯孔构型方案的剖面图。图中各区域所使用的材料均已注明。

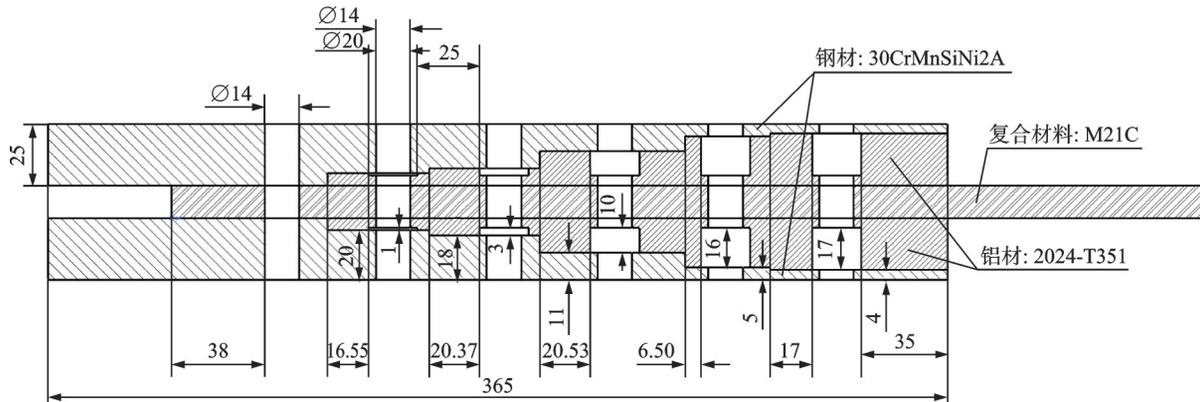


图2 组合夹板设计方案尺寸图

Fig.2 Dimensions of combination scheme

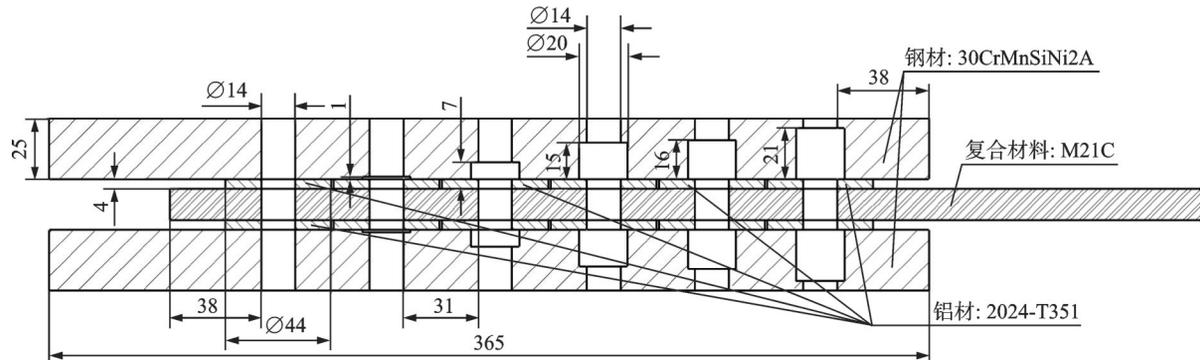


图3 阶梯孔设计方案尺寸图

Fig.3 Dimensions of step-hole scheme

## 2 有限元建模

试验件有限元模型如图4所示。在ABAQUS有限元模型中,使用扫掠模式生成网格。金属部分使用C3D8R实体单元,复合材料部分使用SC8R连续壳单元,其中孔边网格尺寸大小为 $1\text{ mm} \times 1\text{ mm}$ ,远离孔边部位的网格尺寸为 $3\text{ mm} \times 3\text{ mm}$ 。各接触表面施加硬接触,且按照接触面种类的不同,设置3种摩擦系数,其中:金属-金属表面的摩擦因数设置为0.12、金属-复合材料表面的摩擦因数设置为0.2、金属-螺栓表面的摩擦因数设置为0.1。

有限元建模中使用了两种螺栓,距离夹具末端较近的两颗螺栓所使用的材料为TC4钛合金;距离夹具根部较近的4颗螺栓所使用的材料为

30CrMnSiNi2A钢,且表面硬度达到45HRC(12.9级螺栓)。螺栓的预紧力通过Load功能模块的螺栓载荷功能施加。

为了计算连接结构所能承受的极限载荷,本文使用JC(Johnson-Cook)本构模拟金属的弹塑性过程,并使用Hashin准则模拟复合材料试验件的破坏过程。金属材料的JC本构参数与其基本力学性能如表3所示<sup>[14-16]</sup>。

JC本构模型是Johnson等<sup>[17]</sup>于1983年针对材料动态冲击问题,考虑了应变、应变率和温度等因素而建立起来的经验型本构模型,方程形式简单,模型参数容易获取,因此广泛应用于各类有限元模拟。JC本构关系的表达式为

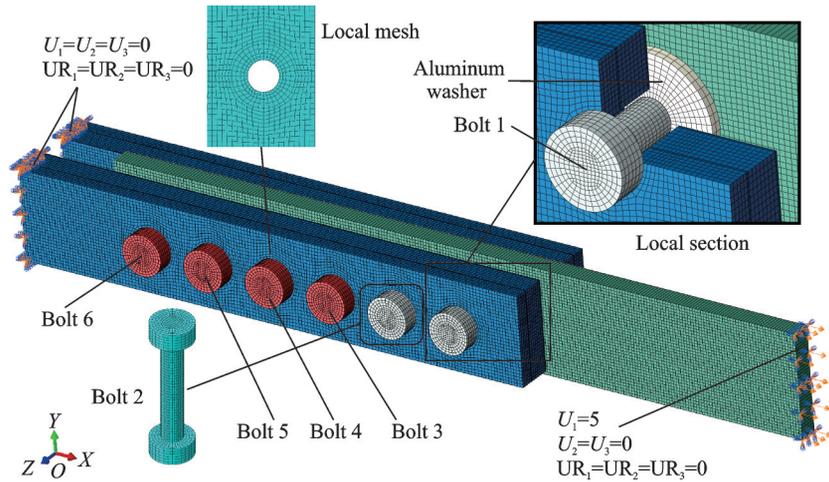


图 4 连接结构有限元模型

Fig.4 Finite element model of connection structure

表 3 金属材料 JC 本构模型与基本力学性能参数表<sup>[14-16]</sup>

Table 3 JC constitutive model and basic mechanical properties of metal materials<sup>[14-16]</sup>

材料名称	A/MPa	B/MPa	n	m	熔化温度/K	过渡温度/K	E/GPa	$\mu$
30CrMnSiNi2A	814	643.57	0.446	1.03	1 800	300	210	0.27
Bolt-12.9	1 269	810.18	0.479	1.03	1 800	300	210	0.27
Al-2024	350	500	0.365	1.03	900	300	70	0.30
TC4	923.2	673.54	0.466	0.73	1 900	298	132	0.22

$$\sigma_e = (A + B\epsilon_{e,p}^n) \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\epsilon}_{e,p}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_r}{T_m - T_r} \right)^m \right] \quad (6)$$

式中： $\sigma_e$ 为流动应力； $\epsilon_{e,p}$ 为等效塑性应变； $\dot{\epsilon}_{e,p}$ 为等效塑性应变率； $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率； $T_r$ 为参考温度，取室温(298 K)； $T_m$ 为材料熔点； $A$ 为材料在参考应变率和参考温度下的屈服强度； $B$ 、 $n$ 为应变强化系数； $C$ 为应变率敏感系数，由于本文采用准静态加载，此项系数取0； $m$ 为温度软化系数。

对于复合材料，在所有考虑失效机理的准则中，Hashin失效准则是较为常用的。一般采用Hashin失效准则判断舱门结构的强度是否满足要求。Hashin失效准则根据复合材料的各向异性特性，将失效模式分为纤维失效模式和基体失效模式两类。Hashin失效准则的具体函数形式<sup>[18]</sup>如下：

纤维拉伸失效(Fiber tensile failure)

$$F_{FT} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_T} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (7)$$

纤维压缩失效(Fiber compressive failure)

$$F_{FC} = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_C} \right)^2 \geq 1 \quad (8)$$

基体拉伸失效(Matrix tensile failure)

$$F_{MT} = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_T} \right)^2 + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (9)$$

基体压缩失效(Matix compressive failure)

$$F_{MC} = \left( \frac{\sigma_{22}}{2S_{23}} \right)^2 + \left[ \left( \frac{Y_C}{2S_{23}} \right)^2 - 1 \right] \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_C} \right) + \left( \frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (10)$$

式中： $\sigma_{11}$ 为沿纤维方向的正应力， $\tau_{12}$ 为在纤维方向和基体方向之间的剪切应力， $X_T$ 为纤维方向的拉伸强度， $S_{12}$ 和 $S_{23}$ 为剪切强度， $X_C$ 为纤维方向的压缩强度， $\sigma_{22}$ 为垂直于纤维方向的正应力， $Y_T$ 为基体方向的拉伸强度， $Y_C$ 为基体方向的压缩强度。

### 3 结果与讨论

#### 3.1 有限元方法验证

宋鑫等<sup>[5]</sup>采用光纤螺栓，对6排2列双搭接复合材料连接结构进行了试验研究，其试验件构型、尺寸、与铺层如图5及表4所示。试验件采用T800碳纤维，纤维树脂体系为CCF800H/AC631，纤维

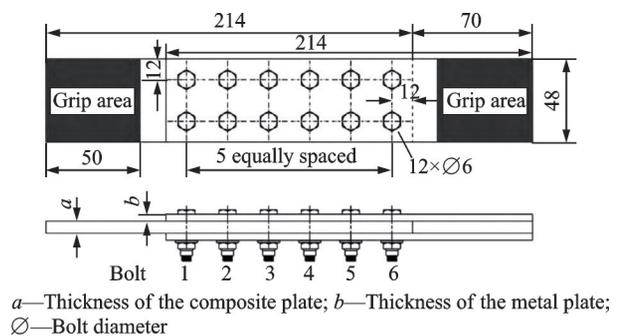


图 5 6排2列试验件尺寸<sup>[5]</sup>

Fig.5 Six rows and two rows of standard test pieces<sup>[5]</sup>

表 4 3种试验件尺寸与铺层参数<sup>[5]</sup>Table 4 Three types of test piece dimensions and layup parameters<sup>[5]</sup>

试件名称	装配公差/mm	b/mm	a/mm	铺层信息
EC	0	4	7	[45/-45/0/-45/45/90/0/0/90/45/-45/0/-45/45] <sub>2S</sub>
AG	0.1	4	7	[45/-45/0/-45/45/90/0/0/90/45/-45/0/-45/45] <sub>2S</sub>
AS	0	3.5	3	[45/-45/0/-45/0/45/0/-45/90/45/90/0] <sub>2S</sub>

体积含量  $63\% \pm 3\%$ , 单层厚度为 0.125 mm。金属板材材质为铝合金 7075-T7451, 螺栓材质为钛合金 TC4。

将本文使用的有限元模型与文献[5]中试验结果和有限元结果进行对比, 如表 5 所示。由于试验中难以排除几何公差与螺钉预紧力等因素的影响, 试验数据与有限元仿真结果略有偏差是可以接受的。本文所使用的有限元模型, 在文献[5]的基础上, 额外添加了 JC 本构模型, 其余设置保持一致。而本文模型与文献[5]中的仿真结果基本一致, 验证了本文所使用的有限元建模方法的合理性。

表 5 有限元结果与钉载试验结果对比表

Table 5 Comparison between finite element results and bolt loading test results

阶梯孔位置/%	文献[5]试验结果	文献[5]有限元结果	本文有限元模型结果
Bolt 1	35.8	32	31
Bolt 2	16.8	15.2	15.5
Bolt 3	9.3	8	7.9
Bolt 4	5.3	7.2	7.4
Bolt 5	5.5	12	12.6
Bolt 6	27.3	25.6	25.6

### 3.2 连接结构方案对比

本文所提出的两种方案的各钉承载比例与传递载荷大小的历程曲线如图 6(a, b) 所示。原始方案的各钉承载比例与传递载荷大小的历程曲线如图 6(c) 所示。

图 6 中, 由于复合材料板在  $2 \times 10^5$  N 附近逐步出现孔边破坏, 因此各钉载荷比例有所波动。对比 3 图, 本文所提出的两种方案中, 极限破坏载荷无较大差别, B 方案的螺栓载荷分布更为均匀, 因此舍弃更加复杂且加工难度更高的 A 方案。B 方案中, 在设计极限载荷  $5 \times 10^5$  N 以下, 各螺栓最大载荷占总载荷的比例均未超过 18.5%, 这主要是因为螺栓预紧力造成的摩擦有效地承担了一部分载荷。从图 6(c) 可以看出, 原始方案的各钉载荷分配比例并未出现典型的“浴盆”形状。这是由于螺栓预紧力的影响, 在金属板根部的数个螺栓尚未承载时首排钉附近的摩擦力达到极限, 使得首排钉最早承载。这个现象与胶铆混合连接方案的钉载分布比例较为相似<sup>[19]</sup>。方案 A 与方案 B 的极限载荷分别为  $5.086 1 \times 10^5$  N 和  $5.128 6 \times 10^5$  N, 而原始方案的极限载

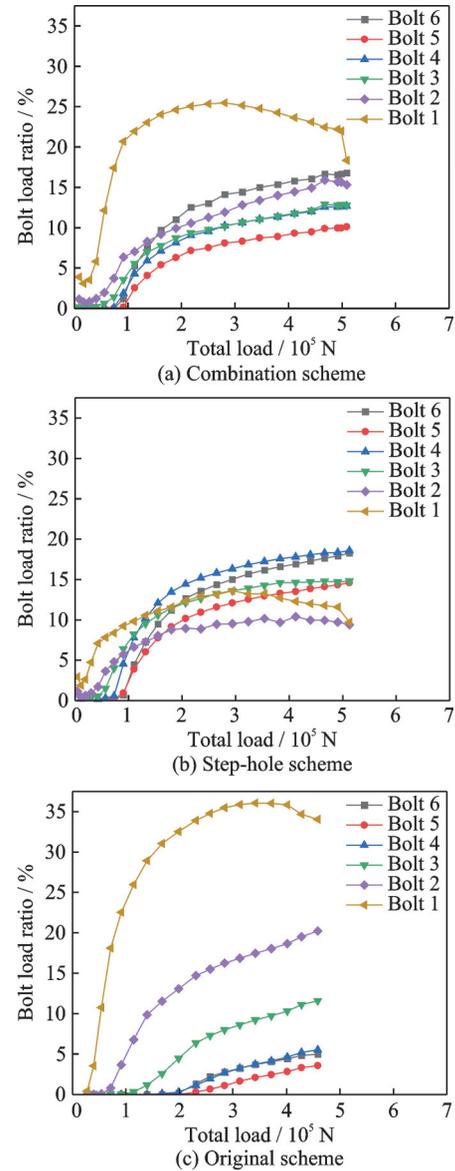


图 6 各方案钉载比例与总载荷历程曲线图

Fig.6 Bolt load ratio and total load history curves

荷仅为  $4.584 3 \times 10^5$  N, 本文所提出的连接方案相对原始连接方案承载提升达到 11.87%。

进一步分析图 6 可以看出, 在载荷很低的情况下, 连接区的载荷主要由螺栓预紧力产生的摩擦力承载; 而当载荷逐渐变大时, 首排螺栓附近区域的摩擦力达到极限, 率先出现滑动, 进而使得首排螺栓开始承载, 随后其他区域的摩擦力也逐步达到极限, 各螺栓从首排到末排依次开始承载。各螺栓在整个承载历程中未出现承载比例较大的危险情况, 证明了此连接方案在承载全过程的安全性。

移除预紧力后的方案 B 各钉承载比例与传递载荷的历程曲线如图 7 所示。对比图 6(b)与图 7, 移除摩擦力后,后 3 排钢制螺栓的载荷波动消失; 而前 3 排螺栓的载荷因为复合材料孔逐步破坏,以及螺栓弯曲导致的金属板与复合材料板出现由挤压引起的摩擦力,从而出现较大波动。在目标极限载荷  $5 \times 10^5$  N 以下,各螺栓最大载荷占总载荷的比例均未超过 20.21%。

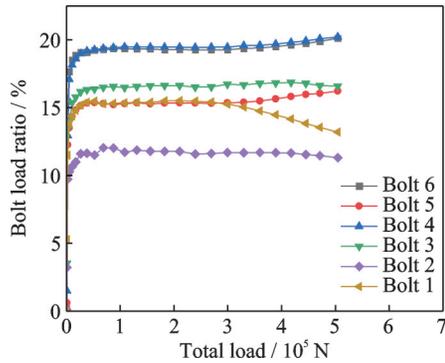


图 7 移除预紧力后方案 B 钉载比例与传递载荷的历程曲线图

Fig.7 History curves of bolt load ratio and total load in step-hole scheme after removing preload in scheme B

### 3.3 塑性程度校核

以上各种情况的金属结构均有局部区域进入塑性阶段,为确保设计方案可重复使用,需要计算金属结构回弹后的尺寸变化量并与原始方案进行对比,从而评估金属结构的损伤情况。各种情况下金属板与螺栓进入塑性阶段的起始载荷与有限元预测的螺栓孔尺寸变形量如表 6 所示。复合材料板破坏前,金属结构进入塑性阶段的区域如图 8 所示。由于两种方案中,金属结构进入塑性阶段的区域几乎相同,这里仅给出方案 B 的相应图片。

本文中所有计算结果云图,均基于 ABAQUS 默认的 75% 平均阈值显示。该规则通过限制参与

表 6 金属结构塑性严重程度校核数据表

Table 6 Check data of plasticity severity of connection scheme

校核项	方案 A	方案 B	原始方案
第 1 排螺栓孔直径变化量/ $\mu\text{m}$	120.27	82.09	85.05
第 2 排螺栓孔直径变化量/ $\mu\text{m}$	93.02	68.42	61.69
第 3 排螺栓孔直径变化量/ $\mu\text{m}$	95.59	94.49	46.31
第 4 排螺栓孔直径变化量/ $\mu\text{m}$	97.74	79.53	29.52
第 5 排螺栓孔直径变化量/ $\mu\text{m}$	83.08	60.86	29.07
第 6 排螺栓孔直径变化量/ $\mu\text{m}$	59.78	72.67	34.84
金属板塑性起始载荷/ $10^3$ N	273.95	190.49	290.71
钢制螺栓塑性起始载荷/ $10^3$ N	353.32	288.22	—
钛制螺栓塑性起始载荷/ $10^3$ N	217.90	185.32	281.51
复合材料板破坏载荷/ $10^3$ N	508.61	512.86	458.43

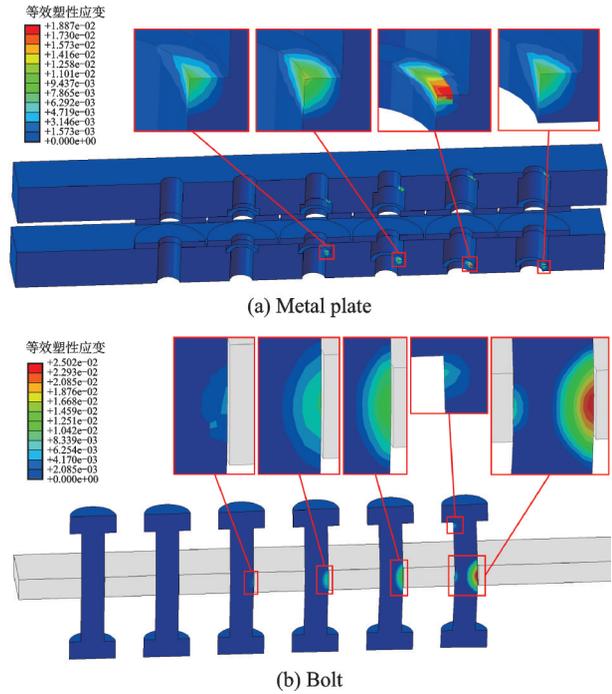


图 8 金属结构进入塑性阶段的区域图

Fig.8 Region of metal structures entering plastic phase

节点平均的单元值范围,在平滑可视化效果与保留局部梯度之间取得平衡。从表 6 可以看出,本文提出的两种改进方案的金属结构螺栓孔的变形量小于 IT11 级别所容许的几何公差量,且与原始方案相差不大;钛合金螺栓的塑性起始载荷较低。从图 8 可以看出,对于改进方案而言,金属板进入塑性阶段的区域很小;钛合金螺栓进入塑性阶段的区域较大,且主要发生在螺栓根部与螺栓中部;钢制螺栓仅有第 3 排螺栓进入塑性阶段,且区域较小。由于两种改进方案的螺栓孔直径变化量与原始方案相当,因此认为结构是安全的。

### 3.4 尺寸精度校核

对各螺栓载荷影响最大的几何尺寸是与螺栓配合处孔的直径<sup>[20]</sup>。本文使用加大螺栓孔直径的方式模拟加工误差对钉载分配的影响。出现螺栓载荷最大值的极限情况一定是单个螺栓接触而其他螺栓出现间隙时,因此本文分别计算第 1 排螺栓接触与第 4 排螺栓接触的载荷分布情况。两种情况的各钉承载比例与传递载荷的历程曲线如图 9 所示。

对比图 9 与图 6(b)可知,实际加工误差与装配误差对钉载的影响是不显著的。在设计载荷附近,最大的钉载比例从理想状态的 18.61% 提升至 20.17% 左右。连接结构所能承受的极限载荷从  $5.128 6 \times 10^5$  N 提升到  $5.420 1 \times 10^5$  N。这种极端情况下,相对于传统连接结构的载荷提升更加明显。这说明当前 B 方案的设计并未达到复合材料

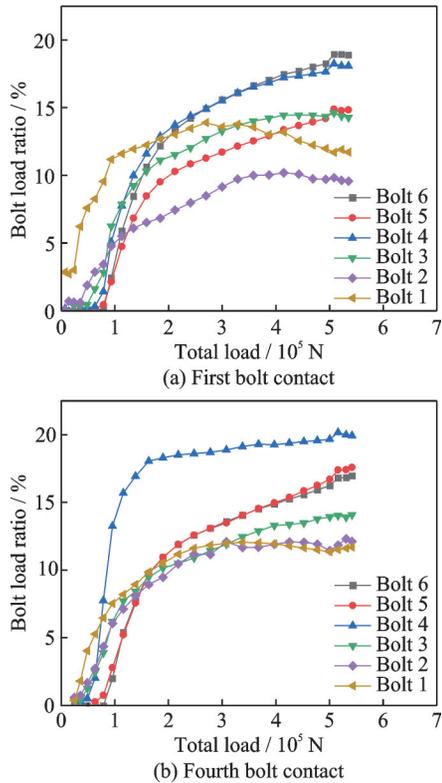


图9 两种极限公差情况下钉载比例与传递载荷的历程曲线图

Fig.9 History curves of bolt load ratio and transfer load under two extreme tolerances

板的承载极限,因此有必要进行尺寸优化工作,以确定本文提出的连接方案的承载能力极限。

### 3.5 尺寸优化

在3.4节校核中,发现加工公差对结构连接区的最大承载有较大影响。针对这一问题,本文对阶梯孔深度参数开展进一步的优化工作。优化过程中首排与末排螺栓对应的阶梯孔深度无需改变,因此仅有4个变量。本文采用模拟退火算法对阶梯孔深度参数进行优化。最终得到的阶梯孔参数如表7所示。

表7 连接区阶梯孔深度参数表

Table 7 Step-hole depth in connection zone

阶梯孔位置	原始方案阶梯孔深度/mm	优化方案阶梯孔深度/mm
Bolt 1	21	21
Bolt 2	20	16
Bolt 3	14	15
Bolt 4	7	7
Bolt 5	5	1
Bolt 6	0	0

参照前文计算的4种情况,对优化后的连接方案进行钉载分配计算,计算结果如图10所示。分析图10可知,优化后的连接结构所能承受的最大

载荷从  $5.1286 \times 10^5$  N 提升至  $5.4837 \times 10^5$  N, 相对优化前的结构有所提高;优化后的连接结构对螺栓孔的直径尺寸公差不敏感,在IT9级的极限公差且施加预紧力的情况下,其所能承受的最大载荷仅下降约  $9.48 \times 10^3$  N;优化后的连接结构,在施加预紧力、撤除预紧力、与仅1号螺栓接触、与仅4号螺

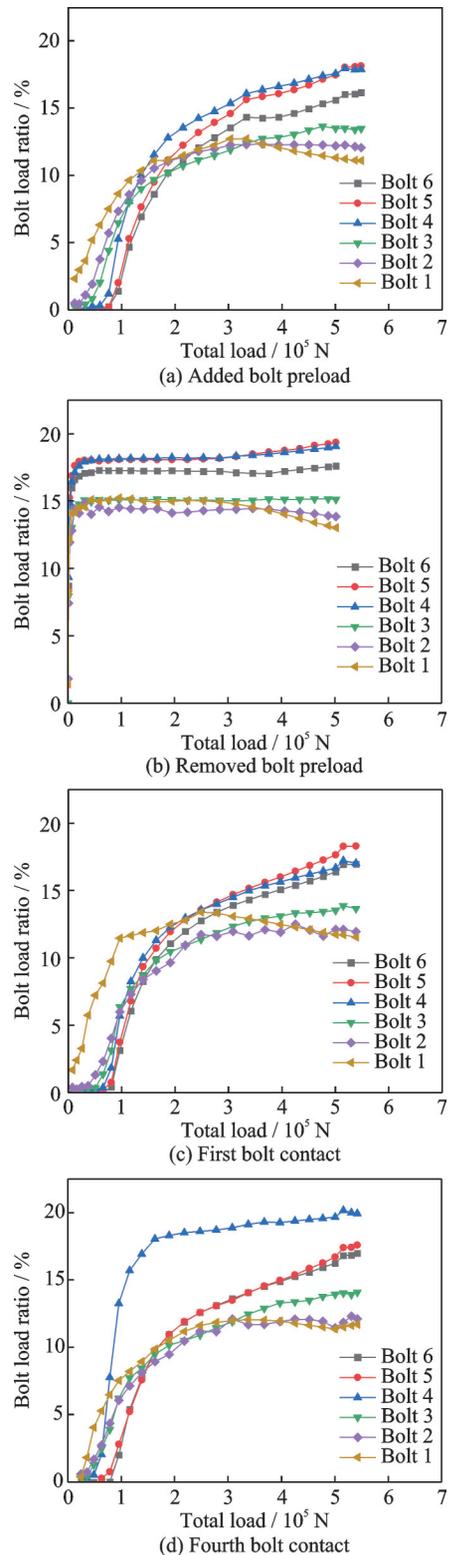


图10 优化后4种情况下的钉载比例与传递载荷的历程曲线图

Fig.10 History curves of bolt load ratio and transfer load in four cases after optimization

栓接触这 4 种外载荷条件下,虽然各钉承载比例有所不同,但最大钉载比例均能控制在 20% 以下。

## 4 结 论

本文根据钉载的协调/平衡理论计算方法,提出了一种复合材料连接结构的钉载均匀化设计方案,并针对加工中存在的误差进行了校验,得到了以下结论:

(1)多钉连接结构可以通过调整阶梯孔参数获得相比传统方案或者组合夹板方案更优秀的钉载均匀化效果。

(2)本文所提出的设计方案相较传统设计方案,所承受的极限载荷提高了 19.62%。

(3)对于阶梯孔方案,其加工精度可以放宽至 IT9,在此时加工精度所引起的差异可忽略不计。且本文提出的设计方案适用于实际载荷未达到设计载荷的情况。

### 参考文献:

- [1] 中国航空研究院. 复合材料连接手册[M]. 北京: 航空工业出版社, 1994.  
Chinese Aeronautical Establishment. Handbook of composite connection[M]. Beijing: Aviation Industry Press, 1994.
- [2] TATE M B. Preliminary investigation of the loads carried by individual bolts in bolted joints: NACA-TN-1051[R]. [S.l.]: [s.n.], 1946.
- [3] MCCARTHY M A, MCCARTHY C T, PADHI G S. A simple method for determining the effects of bolt-hole clearance on load distribution in single-column multi-bolt composite joints[J]. *Composite Structures*, 2006, 73(1): 78-87.
- [4] 杨晓东, 李凯. 飞机复材紧固件连接载荷分配分析方法研究[J]. *机械设计与制造工程*, 2020, 49(10): 76-80.  
YANG Xiaodong, LI Kai. Research on loads distribution analysis method of mechanical connections for the aircraft composite structures[J]. *Machine Design and Manufacturing Engineering*, 2020, 49(10): 76-80.
- [5] 宋鑫, 李伟, 李桐, 等. 复合材料多排钉连接结构钉载分配规律[J]. *复合材料学报*, 2024, 41(4): 2148-2156.  
SONG Xin, LI Wei, LI Tong, et al. Load distribution law in multi-bolts connected composite structure [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2024, 41(4): 2148-2156.
- [6] 郑岩冰. 复合材料多钉连接结构钉载分配比例研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2017.  
ZHENG Yanbing. Research on the bolt-load distribution of multi-bolt composite joints[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2017.
- [7] 李伟, 宋鑫, 林湘齐, 等. 复合材料连接结构的钉载均匀化快速寻优方法[J]. *航空学报*, 2024, 45(23): 187-201.  
LI Wei, SONG Xin, LIN Xiangqi, et al. Fast optimization method for nail load homogenization of composite joint structures[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2024, 45(23): 187-201.
- [8] 王志阔, 曾建江. 机翼接头连接结构钉载分配影响因素研究[J]. *航空精密制造技术*, 2023, 59(1): 13-16.  
WANG Zhikuo, ZENG Jianjiang. Research on influencing factors of pin load distribution for wing joint structure[J]. *Aviation Precision Manufacturing Technology*, 2023, 59(1): 13-16.
- [9] 万朋, 李志敏, 郑丞, 等. 几何偏差对多螺栓复合材料接头螺栓载荷和应力分布的影响研究[J]. *力学季刊*, 2024, 45(1): 187-199.  
WAN Peng, LI Zhimin, ZHENG Cheng, et al. Effects of geometrical variation on bolt load and stress distributions in multi-bolt composite joints[J]. *Chinese Quarterly of Mechanics*, 2024, 45(1): 187-199.
- [10] MCCARTHY M A, MCCARTHY C T, LAWLOR V P, et al. Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part I : Model development and validation[J]. *Composite Structures*, 2005, 71(2): 140-158.
- [11] MCCARTHY C T, MCCARTHY M A. Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part II—Effects of bolt-hole clearance[J]. *Composite Structures*, 2005, 71(2): 159-175.
- [12] GRAY P J, MCCARTHY C T. A highly efficient user-defined finite element for load distribution analysis of large-scale bolted composite structures[J]. *Composites Science and Technology*, 2011, 71(12): 1517-1527.
- [13] 朱林刚, 陈普会. 含缺陷复合材料加筋壁板压缩屈曲与后屈曲行为试验研究与数值仿真分析[J/OL]. *复合材料学报*, 2026: 1-13. <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20250609.008>.  
ZHU Lingang, CHEN Puhui. Experimental study and numerical simulation of compressive buckling and post-buckling behavior of composite stiffened panels with defects[J/OL]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2026: 1-13. <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20250609.008>.
- [14] 李磊, 张先锋, 吴雪, 等. 不同硬度 30CrMnSiNi2A

- 钢的动态本构与损伤参数[J]. 高压物理学报, 2017, 31(3): 239-248.
- LI Lei, ZHANG Xianfeng, WU Xue, et al. Dynamic constitutive and damage parameters of 30CrMnSi-Ni2A steel with different hardnesses[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(3): 239-248.
- [15] 刘丽娟, 吕明, 武文革, 等. 高速铣削钛合金 Ti-6Al-4V 切屑形态试验研究[J]. 机械工程学报, 2015, 51(3): 196-205.
- LIU Lijuan, LYU Ming, WU Wenge, et al. Experimental study on the chip morphology in high speed milling Ti-6Al-4V alloy[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2015, 51(3): 196-205.
- [16] 周利娟, 罗广鑫, 陈蕊, 等. 高应变率下 2024-T351 铝合金力学行为及单弹丸冲击仿真研究[J]. 塑性工程学报, 2023, 30(9): 104-111.
- ZHOU Lijuan, LUO Guangxin, CHEN Rui, et al. Study on mechanical behavior of 2024-T351 aluminum alloy at high strain rate and single projectile impact simulation[J]. Journal of Plasticity Engineering, 2023, 30(9): 104-111.
- [17] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures[C]//Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, [S.l.]:[s.n.], 1983: 541-547.
- [18] HASHIN Z. Fatigue failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. Journal of Applied Mechanics, 1981, 48: 846-852.
- [19] 唐玉玲, 任煜赫, 张峻霞, 等. 胶层对复合材料多螺栓连接力学性能及钉载分配的影响[J]. 复合材料学报, 2023, 40(6): 3601-3612.
- TANG Yuling, REN Yuhe, ZHANG Junxia, et al. Effect of the adhesive layer on mechanical properties and load distribution in multi-bolt composite joints[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2023, 40(6): 3601-3612.
- [20] CHEN C, HU D A, LIU Q M, et al. Evaluation on the interval values of tolerance fit for the composite bolted joint[J]. Composite Structures, 2018, 206: 628-636.

(编辑:王婕)