

# 某型飞机螺栓连接结构钉载分配特性研究\*

柳鸿飞<sup>1</sup>, 高玉魁<sup>2,3</sup>

(1. 同济大学航空航天与力学学院, 上海 200092;

2. 同济大学材料科学与工程学院, 上海 201804;

3. 上海市金属功能材料开发应用重点实验室, 上海 201804)

**[摘要]** 针对某型飞机螺栓连接结构的钉传载荷计算, 提出了简化的弹簧-质点模型, 并利用低预紧力螺栓连接结构验证了简化方法的可行性, 同时分析了简化模型在高预紧力螺栓结构中产生较大误差的原因, 通过对理论摩擦力进行折减, 同时基于钉载分配相似性进行钉载修正, 改进后的计算方法能够较好预测不同外载及不同预紧力下的钉载分配情况, 为高预紧力多螺栓连接结构的工程简化计算提供了参考依据。

**关键词:** 钉载分配; 弹簧-质点模型; 有限元模拟; 摩擦力; 预紧力

## Study on Pin Load Distribution of Bolted Joints for One Aircraft

LIU Hongfei<sup>1</sup>, GAO Yukui<sup>2,3</sup>

(1. School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. School of Materials Science and Engineering, Tongji University, Shanghai 201804, China;

3. Shanghai Key Laboratory of R&D for Metallic Function Materials, Shanghai 201804, China)

**[ABSTRACT]** A simplified spring-mass model was proposed to deal with the pin load distribution of bolted joints for one aircraft. The feasibility of simplified model was proven by a case of low pre-tightening force bolted joints. The reasons for huge error in the application of simplified model in high-torqued joint were analyzed. To solve the problem, a reduction coefficient of theoretical friction force and correction factors of pin load distribution based on similarity principle were used to modify the model. Results show that the modified model can greatly enhance the accuracy of predicting the pin load distribution of the reached structure with different applied loads and pre-tightening forces. This method provides a good reference for the simplified calculation of high pre-tightening force multiple-bolted joints.

**Keywords:** Pin load distribution; Spring-mass model; Finite element simulation; Friction force; Pre-tightening force

**DOI:**10.16080/j.issn1671-833x.2020.23/24.064

紧固件连接在航空飞行器上有着广泛的应用, 以一架中型飞机为例, 所用各类型的紧固件可达 2~3 百万个。由于航空飞行器组成构件的结构特点和传力特点, 大量采用了受剪螺栓连接, 这与一般机械大量采用的受拉螺栓连接不同, 引出了许多连接结构细节的问题<sup>[1]</sup>, 故为确保连接结构的安全可靠, 对其进行计算分析非常必要。而螺栓连接结构的钉载分配特性正是这类问题研究的基础和重点, 只有确定了钉传载荷才能判断连接件的危险截面以及预测疲劳寿命等<sup>[2-5]</sup>。钉传载荷的分配受到多种因素的影响, 包括部件的材料属性、装配间

隙以及预紧力的大小, 若完全采用试验进行研究, 则对试验件的加工要求十分严格, 一者成本过高, 二者分散性还是难以得到保证。因此, 采用合适的理论方法或有限元模拟进行预研是较为合理、高效的思路。

研究钉传载荷的理论方法很多, 其中 Tate 等<sup>[6]</sup> 针对金属材料双剪连接结构提出的计算方法较为简单且应用相对广泛, Nelson 等<sup>[7]</sup> 将该方法拓展至复合材料单剪连接结构, 但两者均未考虑装配间隙以及预紧力的影响。后经 McCarthy 等<sup>[8-9]</sup> 研究, 逐步改进为可考虑间隙以及兼顾间隙与预紧力影响的 Spring-Mass (弹簧-质点) 模型, 虽然该模型是针对复合材料提出的, 但同样可适用于金属材料。Lecomte 等<sup>[10]</sup> 还提出了考虑装配

\* 基金项目: 国家自然科学基金 (11372226)。

间隙及孔位误差的多钉载荷分配解析模型。谢宗蕙等<sup>[11-12]</sup>则利用弹簧-质点模型对复合材料钉传载荷分配均匀化进行了研究,此外还基于该模型提出了一种复合材料螺栓修理结构的载荷传递比例计算方法。

有限元软件不断发展完善,使得模拟分析成为解决工程问题的重要手段之一,不仅可以对各类问题进行预研降低成本、缩短周期,还能通过图形可视化技术观察到试验过程中不易发现的细节特征,辅助科学研究。因此,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。McCarthy等<sup>[13-14]</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,Gray等<sup>[15]</sup>还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。郁大照等<sup>[16-17]</sup>同样利用有限元软件分析了三螺栓单剪搭接件的载荷传递特性,讨论了螺栓孔形式、干涉配合和预紧力对载荷传递比的影响规律。袁喆等<sup>[18]</sup>验证了三螺栓双剪搭接件钉传载荷模拟结果的准确性,同时借助有限元软件研究了装配间隙与钉载均化之间的联系。

本文研究对象为某型飞机机头关键部位的螺栓连接结构,主要采用理论和模拟方法对其钉载分配特性进行研究,其中理论方法主要依托于弹簧-质点模型,但现有模型计算相对复杂且无法很好地适用于本文研究对象,因此针对这一问题对模型进行了相应的简化与调整,同时利用低预紧力螺栓连接结构初步验证了简化的可行性。在此基础之上,结合有限元模拟结果,

对简化模型进一步改进,提出了摩擦力折减系数和钉载修正系数,使得改进后的计算方法可以较好地适用于高预紧力螺栓连接结构,并通过两个算例验证了改进方法的准确性,最终得到了满足工程精度要求的计算方法,为多钉螺栓连接结构的简化计算提供了参考依据。

## 1 问题讨论

根据本文研究对象破坏形式为疲劳破坏的特点,同时结合弹簧-质点模型的应用前提,现对理论计算作出以下假设:(1)螺栓连接结构各部分均处于材料弹性范围之内;(2)不考虑板件的弯曲变形及螺栓的扭转变形;(3)正应力沿板横截面均匀分布;(4)摩擦剪应力沿板面均匀分布;(5)弹簧以及质点只有横向刚度<sup>[8]</sup>。

关键连接部位简化构件如图1所示,为四螺栓双剪搭接结构,中间板与螺栓为TC4钛合金,侧板为7050铝合金,具体的材料参数如表1所示。此外,需要特别指出的是本文所研究构件的装配形式与传统的等间隙装配有一定差别,图2(a)为等间隙装配示意图,螺栓杆处于中间板和侧板孔的中心,上下间隙一致;而本文研究对象的装配示意图如图2(b)所示,对于侧板而言是偏心装配,在受力开始时螺栓杆已与侧板左侧孔壁接触,对于中间板则仍为同心装配,这一差别决定了弹簧-质点模型中的关键参数——装配间隙的不同。对于图2的装配间隙计算公式分别如式(1)、(2)所示。

$$c_a = d_{\text{hole}} - d_{\text{bolt}} \quad (1)$$

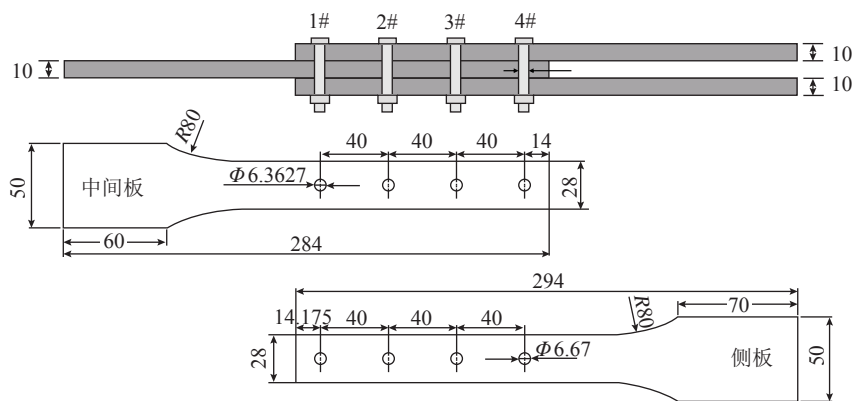


图1 连接结构的几何尺寸及装配形式

Fig.1 Geometric configurations and assemblies of joint

表1 连接结构的材料属性

Table 1 Material properties of joint

材料	弹性模量 /MPa	泊松比	屈服强度 /MPa
TC4	109440	0.31	860
7050	69084	0.33	450

$$c_b = \frac{1}{2}(d_{\text{hole}} - d_{\text{bolt}}) \quad (2)$$

式中,  $c$  为实际代入计算的间隙值,  $a$ 、 $b$  分别对应图 2 (a) 和 (b) 所示结构;  $d_{\text{hole}}$  为中间板孔直径;  $d_{\text{bolt}}$  为螺栓杆直径。对于本文研究对象  $c$  为 0.01905 mm。

考虑装配间隙及预紧力影响的弹簧-质点模型在弹性范围内的载荷-位移曲线可近似地分成 3 个阶段: 第 1 阶段板件受静摩擦力影响, 发生剪切变形, 变形量为  $u$ ; 第 2 阶段外力克服静摩擦力, 板件发生相对滑动, 装配间隙  $c$  被占据; 第 3 阶段螺栓杆与孔壁稳定接触, 开始传递载荷, 如图 3 (a) 所示, 该模型由 McCarthy 等<sup>[9]</sup> 提出, 并在单螺栓单剪结构中有了较好验证。该模型在计算过程上的特点是分两步进行, 第 1 步将板的剪切刚度替代螺栓刚度求得板的剪切变形  $u$ , 进而求得临界摩擦力  $P_{\text{FRIC}}$ ; 第 2 步则将求得临界摩擦力  $P_{\text{FRIC}}$  和装配间隙  $c$  代入整体刚度矩阵, 得到各个质点的位移, 并最终求得钉传载荷。该模型对单剪结构有较好的适用性, 但

应用于本文研究构件存在一定的局限性, 其关键问题在于文献 [9] 中单剪结构的上下板材一致, 因此上下板的剪切刚度  $K_{\text{shear}}$  是同一数值, 用其替换刚度矩阵中的螺栓刚度  $K_{\text{bolt}}$  时不存在歧义, 而本文所研究构件中间板与侧板材料不同, 势必  $K_{\text{shear}}$  不同, 在对  $K_{\text{bolt}}$  进行替换时, 指向不明确, 笔者曾尝试根据质点受力方程将中间板与侧板的  $K_{\text{shear}}$  分别替换对应位置的  $K_{\text{bolt}}$ , 但最终得到的结果并不理想, 该部分理论分析有待后续研究。

此外, 传统弹簧-质点模型将构件的载荷-位移曲线分成 3 个阶段, 而本研究所关注的重点是图 3 (a) 中的第 3 阶段, 即螺栓稳定传载时的钉载大小。因此为避免前述问题并结合本文研究对象的实际, 对弹簧-质点模型进行一定的简化与调整。图 3 (b) 所示的虚线为不考虑摩擦力的情况, 装配间隙造成了载荷-位移的延迟响应, 考虑摩擦力时, 可视将载荷-位移曲线向上平移  $f$ , 将图 3 (a) 中的 I~II 阶段简化为一水平初始段。在计算过程上则将原方法的两步求解, 简化为一步

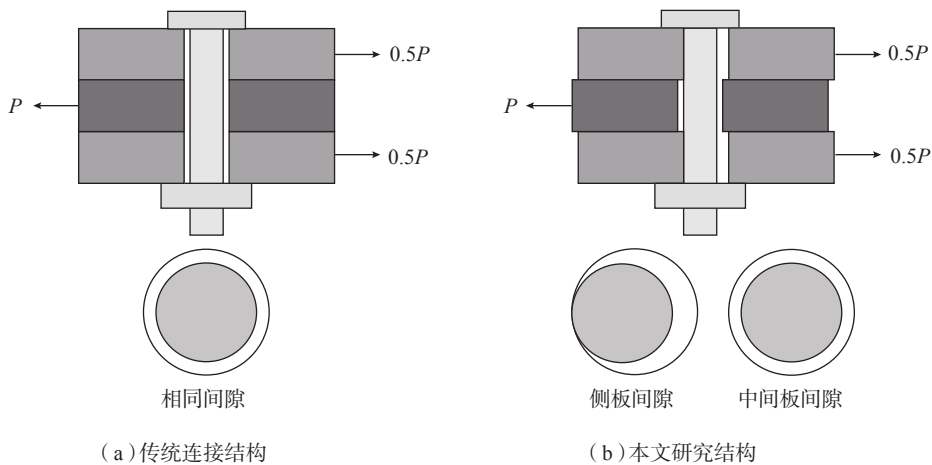


图2 螺栓-孔间隙示意图

Fig.2 Bolt-hole clearance diagram of traditional joints and researched joint

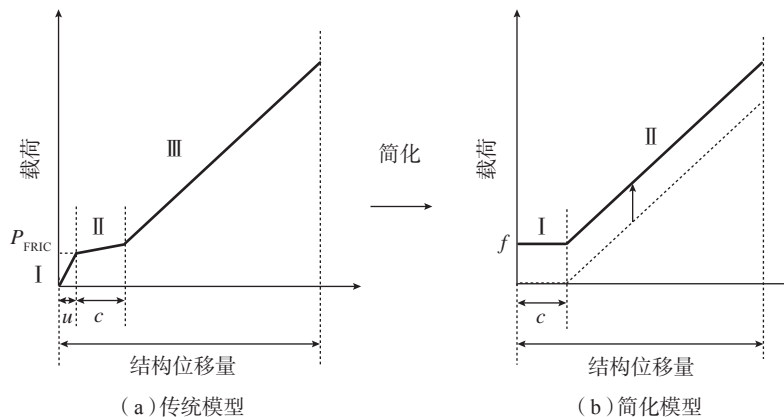


图3 载荷-位移示意图

Fig.3 Load-joint displacement diagram of traditional model and simplified model

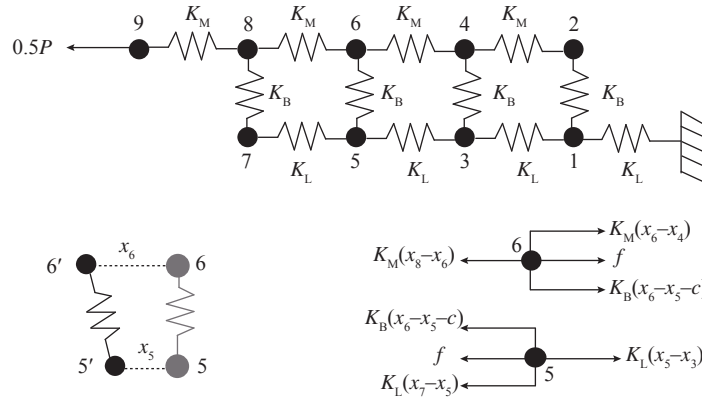


图4 所研究连接结构的弹簧-质点模型  
Fig.4 Spring-mass model of researched bolted joint

求解,摩擦力直接按单钉的预应力乘以对应的摩擦系数作用于质点上。该简化忽略了板的剪切变形,但同样考虑了装配间隙与摩擦力的影响,简化了计算,避免了剪切刚度指向不明确的问题。通过与模拟结果对比发现,该简化对于低预紧力螺栓而言是合理的,因为低摩擦力所产生的平板剪切变形量很小,在计算过程中忽略该变形量对结果影响不大;而对于高预紧力螺栓而言,摩擦力较大,剪切变形量的影响则可以通过修正系数进行弥补,下文将详细展开。

## 2 低预紧力螺栓连接结构的钉载分配

以低预紧力螺栓连接结构对上述简化方法进行可行性验证。根据弹簧-质点模型的计算原理,将本文研究构件进行取半分析,中间板厚度及所受外载荷相应取半,模型如图4所示,并以5、6质点为例,给出了相应的变形及受力分析。其中 \$P\$ 为总外载荷, \$K\_M\$ 为中间板横向刚度; \$K\_L\$ 为侧板横向刚度; \$K\_B\$ 为螺栓横向刚度; \$x\_i\$ 为第 \$i\$ 个质点产生的位移; \$c\$ 为装配间隙; \$f\$ 为因螺栓预紧力所产生的摩擦力。关于摩擦力 \$f\$ 需要补充的是,实际板间摩擦力由4个螺栓共同作用产生,但便于理论计算,现将单个螺栓所产生的摩擦力作用于对应的质点上,互不干涉。

对图4中的所有质点进行受力分析,并联立方程可得到如式(3)所示的整体刚度方程:

$$\begin{bmatrix} K_B+2K_L & -K_B & -K_L & 0 & 0 \\ K_B & -(K_B+K_M) & 0 & K_M & 0 \\ -K_L & 0 & K_B+2K_L & -K_B & -K_L \\ 0 & K_M & K_B & -(K_B+2K_M) & 0 \\ 0 & 0 & -K_L & 0 & K_B+2K_L \\ 0 & 0 & 0 & K_M & K_B \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -K_L \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \\ x_6 \\ x_7 \\ x_8 \\ x_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ 0.5P \end{bmatrix} \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ K_M & 0 & 0 & 0 \\ -K_B & -K_L & 0 & 0 \\ -(K_B+2K_M) & 0 & K_M & 0 \\ 0 & K_B+K_L & -K_B & 0 \\ K_M & K_B & -(K_B+2K_M) & K_M \\ 0 & 0 & -K_M & K_M \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \\ x_6 \\ x_7 \\ x_8 \\ x_9 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ f-K_B \cdot c \\ 0.5P \end{bmatrix} \quad (3)$$

对于低预紧力螺栓连接结构,预紧力设定为200N,板间摩擦系数为0.34<sup>[19]</sup>,单钉摩擦力根据库伦摩擦定律计算求得,中间板、侧板及螺栓的横向刚度分别根据式(4)~(6)<sup>[6,9]</sup>求得,各元素具体数值如表2所示。

$$K_M = \frac{E_M w_M (0.5t_M)}{p_M - d_M} \quad (4)$$

$$K_L = \frac{E_L w_L t_L}{p_L - d_L} \quad (5)$$

$$\frac{1}{K_B} = \frac{2t_L + t_M}{3G_B A_B} + \frac{8t_L^3 + 16t_L^2 t_M + 8t_L t_M^2 + t_M^3}{192E_B I_B} + \frac{2t_L + t_M}{t_L t_M E_B} + \frac{1}{t_L E_L} + \frac{2}{t_M E_M} \quad (6)$$

式中, \$K\$ 表示刚度; \$E\$ 表示弹性模量; \$G\$ 表示剪切模量; \$I\$ 表示惯性矩; \$A\$ 表示截面积; \$w\$ 表示板件连接段宽度; \$t\$ 表示板件厚度; \$p\$ 表示螺栓间距; \$d\$ 表示孔径; 下标 \$M\$、\$L\$、\$B\$ 分别表示中间板、侧板及螺栓。

通过式(3)的刚度方程反解出各质点位移,并将其代入式(7)求得各螺栓的钉传载荷。对计算结果进行验证,如式(8)所示,该结果满足静力平衡条件,且符合一般的钉载分配规律:两端螺栓(1号和4号螺栓)承载

高、中间螺栓(2号和3号螺栓)承载低,即“端部效应”<sup>[5]</sup>。

$$\begin{cases} F_1 = K_B(x_8 - x_7 - c) = 2657.88 \\ F_2 = K_B(x_6 - x_5 - c) = 2322.70 \\ F_3 = K_B(x_4 - x_3 - c) = 2266.06 \\ F_4 = K_B(x_2 - x_1 - c) = 2481.36 \end{cases} \quad (7)$$

$$\sum F = F_1 + F_2 + F_3 + F_4 + 4f = 10000 = 0.5P \quad (8)$$

根据试样尺寸及材料参数在有限元软件 ABAQUS 中建立相应的模型,如图 5 所示。由于螺栓连接结构的接触行为是严重非线性问题,为确保求解结果收敛,对模型进行了一定的简化。首先将六角螺头、螺母建为圆柱体模型,避免尖锐部位在接触过程中造成应力集中,同时将垫圈厚度直接计入螺母厚度;其次为保证应力、位移的求解精度,选用 C3D8I 单元进行求解,最后为接近真实工况,在螺头-侧板、螺母-侧板、中间板-侧板、栓杆-孔壁之间都设置了摩擦接触,摩擦系数为 0.34。在网格划分部分,对接触区域进行局部细化,如图 6 所示。图 7 为螺栓的 Mises 应力云图,各个螺栓的钉传载荷大小可通过设置历史变量输出得到,将模拟结果与理论结果进行比较时,需要将取半分析的理论结果扩大 1 倍,具体如表 3 所示。

以有限元模拟结果作为基准值对表 3 数据进行分分析,首先有限元模拟结果与理论计算结果都满足钉载分配的“端部效应”,因此从连接结构的传力特点看,两者结果都是合理的;其次,1、2、4 号螺栓的模拟与计算结果比较接近,3 号螺栓的钉传载荷误差稍大,这可能由以下两个方面造成:(1)理论模型忽略了板件可能发生的弯曲变形、螺栓可能发生的偏转变形,且仅考虑了板间摩擦力,而有限元模型则更接近真实情况;(2)理论模型认为板件变形是整体均匀的,但根据有限元模型的变形情况分析发现,如图 8 所示,板件在端部变形更为严重,中间部位由于前后螺栓的固定作用,其变形量相

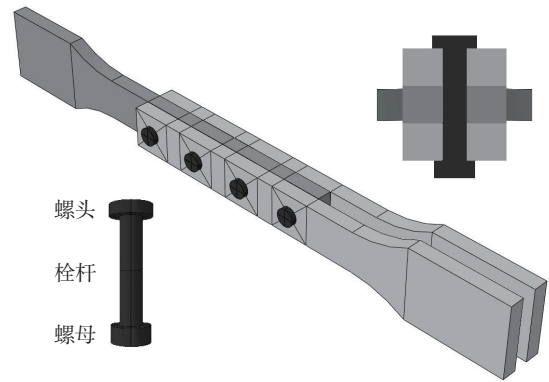


图5 螺栓连接结构的有限元模型

Fig.5 Finite element model of researched bolted joint

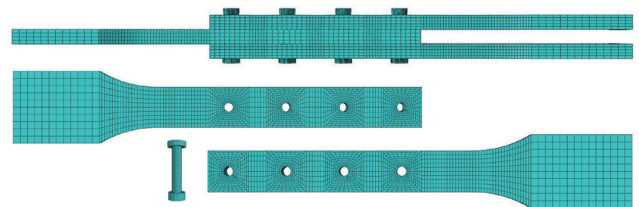


图6 有限元模型的网格划分细节

Fig.6 Mesh detail of finite element model

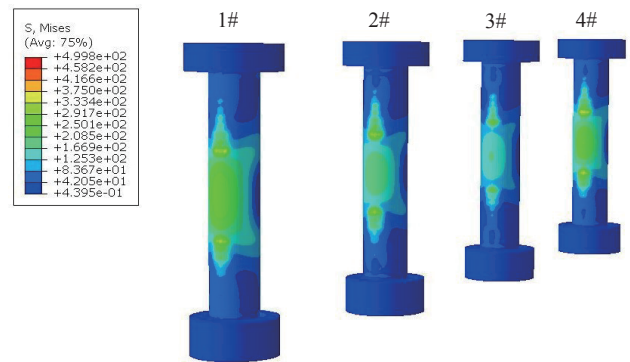


图7 各螺栓的应力云图

Fig.7 Mises stress contour of bolts

表2 刚度矩阵各元素数值

Table 2 Elemental values of stiffness matrix

$K_B/(N \cdot mm^{-1})$	$K_M/(N \cdot mm^{-1})$	$K_L/(N \cdot mm^{-1})$	$P/N$	$f/N$	$c/mm$
29733.5769	580363.6364	455494.347	20000	68	0.01905

表3 低预紧力螺栓连接结构理论结果与模拟结果对比

Table 3 Results comparison between theoretical result and simulation result of low pre-tightening force joint

比较结果	钉传载荷			
	$F_1/N$	$F_2/N$	$F_3/N$	$F_4/N$
理论结果	5315.76	4645.40	4532.12	4962.72
模拟结果	5086.35	4994.59	3709.45	5625.30
误差 /%	4.51	-6.99	22.18	-11.78

对较小,出现了明显的“鞍马现象”,鞍马凸起部分发生在孔与加持端之间,而凹陷部分发生在孔之间<sup>[16]</sup>,这很大程度影响了钉载的分配特性;最后对于螺栓连接结构,通常的关注点是钉载较大部位,即本构件中的1、4号螺栓,因为该部位往往是结构发生破坏的位置。根据表3所示的误差结果,初步验证了本文提出的简化模型的可行性,为进一步研究高预紧力螺栓连接结构的钉载分配提供了基础。

### 3 高预紧力螺栓连接结构的钉载分配

高预紧力螺栓可以为连接结构提供足够的夹紧力,这种夹紧力产生的摩擦力可以有效降低紧固件的传递载荷,从而能有效提高飞机连接结构的疲劳强度<sup>[5]</sup>。因此,高预紧力螺栓连接结构为本文研究重点,此处将螺栓预紧力设定为7592N,故单钉摩擦力为2581.28N,总外载荷 $P$ 设定为40kN,其他参数不变。根据简化模型的计算方法得到相应的理论结果和模拟结果如表4所示,两者差距较大,可以发现由于理论模型的特点,其计算结果倾向于钉载对称分布,文献[20]称之为对称的“浴盆状”分布,根据有限元模拟结果,高预紧力的情况下钉载分配并不呈现明显的对称特性,但“端部效应”更加突出。根据单一变量法的研究思路,初步推测摩擦力是造成理论与模拟结果误差较大的主要原因。

图9为有限元分析得到的板间摩擦力与板间夹紧力的时间历程曲线,随着外载的持续增加,板间夹紧力出现了明显下降趋势,对应的板间摩擦力也同时下降。

出现板间夹紧力下降的可能原因包括以下两点。(1)螺栓承载后发生弯曲变形,如图8所示,对侧板有一定的“抬起”作用,导致板间夹紧力降低。(2)金属板轴向受拉后,相应地竖向产生压应变,如图10所示的弹簧模型,压应变的存在使得所需的夹紧力 $F_N/2$ 降低,夹紧力的降低直接导致摩擦力的降低。

针对板间摩擦力降低现象,理论计算中的摩擦力应进行相应折减。为此,通过改变预紧力的数值得到了不同预紧力下板间摩擦力的时间历程曲线,如图11所示。可以发现,各条曲线的变化趋势非常接近,且各曲线最高点分别对应由库伦摩擦定律求得的理论摩擦力,两者均相差5%左右,故后续计算时可直接将摩擦力折减系数乘上95%的理论摩擦力,得到最终的摩擦力修正值。根据摩擦力下降段斜率以及预紧力的大小,得到了折减系数的线性拟合公式,如式(9)所示。

$$\beta=0.02967F+0.6371 \quad (9)$$

式中, $\beta$ 为理论摩擦力折减系数; $F$ 为预紧力,kN。

根据式(9),预紧力为7592N的螺栓折减后的单钉摩擦力为2114.55N,将其代入理论计算得到如表5所示的钉传载荷计算结果,由于摩擦力的降低,各钉传载荷都有所增加,相较于表4而言,端部钉载的计算误差减小了一倍,但中间钉载的计算误差有所增大,造成这一问题的主要原因除了低预紧力螺栓中分析过的两点外,可能还包括高预紧力所造成的应力刚化效应,即构件在无应力状态和有应力状态下刚度发生变化,有应力状态时构件某方向的刚度显著增大,仅分析部件的横向刚

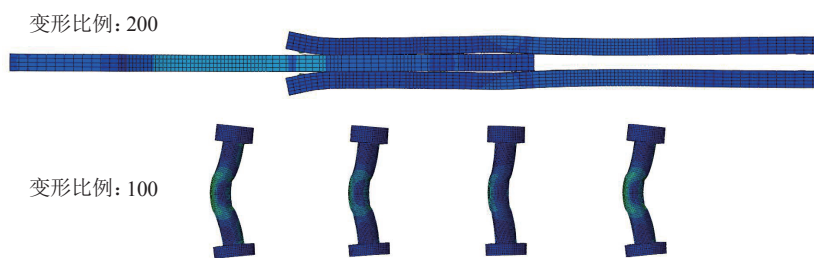


图8 金属板与螺栓的变形示意图  
Fig.8 Deformation diagram of plates and bolts

表4 高预紧力螺栓连接结构理论结果与模拟结果对比

Table 4 Results comparison between theoretical result and simulation result of high pre-tightening force joint

比较结果	钉传载荷			
	$F_1/N$	$F_2/N$	$F_3/N$	$F_4/N$
理论结果	5740.96	4400.24	4173.68	5034.88
模拟结果	7573.32	4706.62	3161.77	6812.47
误差 /%	-24.19	-6.51	32.00	-26.09

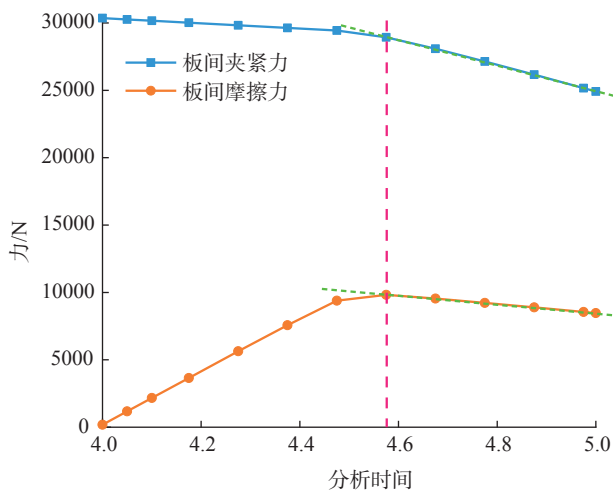


图9 板间夹紧力与摩擦力的时间历程曲线  
Fig.9 Time-history curves of interplate clamping force and friction force

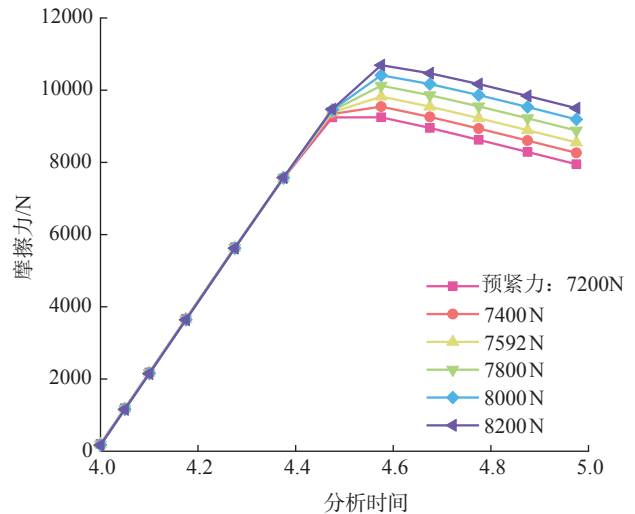


图11 不同预紧力下摩擦力的时间历程曲线  
Fig.11 Time-history curves of friction forces by different pre-tightening forces

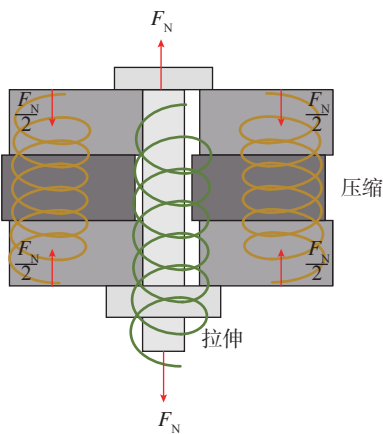


图10 螺栓与金属板的弹簧系统模型  
Fig.10 Springs system model of bolt and plates

度,螺栓杆可能出现“应力刚化”,而金属板相应出现“应力软化”。理论计算所采用的是无应力状态时的刚度,而模拟结果包含应力刚化的影响。本文作者曾尝试对部件的刚度进行一定调整:增大螺栓刚度、降低板件刚

度,结果发现此时理论计算的钉载分配情况与模拟结果非常接近。由于上述造成误差的原因对于同一构件具有相似性,同时为避免复杂的理论修正计算,以本案例为基准对理论计算结果赋予一定的修正系数,用于求解同种构件在不同外载及预紧力下的钉载分配,相应的修正系数如表5所示。

为进一步说明该方法的准确性,通过两个算例进行验证。第1个算例,外载取45kN,预紧力取7800N;第2个算例,外载取50kN,预紧力取8000N,其他条件不变,计算结果分别如表6和表7所示。可以看出,通过改进方法计算得到的钉传载荷大小与模拟结果基本一致,满足工程计算要求。

综合分析本文研究结构在不同预紧力下的钉载分配情况,理论及模拟结果都体现了同一规律:1号螺栓钉载最大,其余依次为4、2、3号螺栓,且模拟结果显示,3号螺栓钉载较1号螺栓相差1倍以上,造成了严重的钉载分配不均匀,该结论为后续优化连接结构设计提供了重要参考。

表5 摩擦力折减后的高预紧力螺栓连接结构理论结果与模拟结果对比

Table 5 Results comparison between theoretical result and simulation result of high pre-tightening force joint

比较结果	钉传载荷			
	$F_1/N$	$F_2/N$	$F_3/N$	$F_4/N$
理论结果	6674.43	5333.70	5107.13	5968.33
模拟结果	7573.32	4706.62	3161.77	6812.47
误差 /%	-11.87	13.32	61.53	-12.39
修正系数	1.1347	0.8824	0.6191	1.1414

表6 算例1的理论结果与模拟结果对比

Table 6 Modified results comparison between theoretical result and simulation result of case 1

比较结果	钉传载荷			
	$F_1/N$	$F_2/N$	$F_3/N$	$F_4/N$
理论结果	8953.09	5410.68	3750.94	8062.84
模拟结果	9070.04	5662.10	4088.05	8159.76
误差 /%	-1.29	-4.44	-8.25	-1.19

表7 算例2的理论结果与模拟结果对比

Table 7 Modified results comparison between theoretical result and simulation result of case 2

比较结果	钉传载荷			
	$F_1/N$	$F_2/N$	$F_3/N$	$F_4/N$
理论结果	10337.09	6559.83	4427.11	9390.71
模拟结果	10552.20	6667.29	5023.48	9513.12
误差 /%	-2.04	-1.61	-11.87	-1.29

## 4 结论

(1) 针对本文研究对象提出了弹簧-质点简化模型,并利用低预紧力四螺栓双剪搭接结构验证了简化方法的可行性。

(2) 进一步改进了简化模型,提出了摩擦力折减公式以及钉载修正系数,使得简化模型能够较好地适用于高预紧力四螺栓双剪搭接结构,并通过两个算例验证了改进模型的准确性,基本满足工程预研需求,为多钉螺栓连接结构的简化计算提供了参考依据。

(3) 根据理论及模拟结果,本文研究的四螺栓双剪搭接结构,1号螺栓钉载最大,其余依次为4、2、3号螺栓,且3号螺栓钉载较1号螺栓相差1倍以上,造成了严重的钉载分配不均匀,该结论为后续优化结构设计提供了重要参考。

## 参考文献

[1] 《紧固件连接设计手册》编写委员会. 紧固件连接设计手册[M]. 北京: 国防工业出版社, 1990.

Fastener Connection Design Manual Writing Committee. Fastener connection design manual[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1990.

[2] MCCOMBS W F, MCQUEEN J G, PERRY J L. Analytical design methods for aircraft structural joints, AFFDL-TR-67-184[R]. Wright-Patterson Air Force Base, Ohio: Air Force Flight Dynamics Laboratory/Air Force Systems Command, 1968.

[3] MCCARTHY M, BOJCA S. Bolted joints in composite aircraft structures[J]. Air & Space Europe, 2001, 3(3-4): 139-142.

[4] 李斌斌, 赵友坤, 刘杰. 腹板-翼缘搭接连接结构钉载分配特性研究[J]. 中国机械工程, 2019, 30(9): 1041-1048.

LI Binbin, ZHAO Youkun, LIU Jie. Research on load distribution characteristics for web-flange splice structures[J]. China Mechanical Engineering, 2019, 30(9): 1041-1048.

[5] 飞机结构强度研究所. 航空结构连接件疲劳分析手册[M]. 西安: 飞机结构强度研究所, 1985.

Aircraft Structure Strength Research Institute. Analysis handbook for aeronautical structural joint[M]. Xi'an: Aircraft Structure Strength Research Institute, 1985.

[6] TATE M B, ROSENFELD S J. Preliminary investigation of the loads carried by individual bolts in bolted joints, NACA TN 1051[R]. Washington: NACA, 1946.

[7] NELSON W D, BUNIN B L, HART-SMITH L J. Critical joints in large composite aircraft structure[R]. McDonnell Douglas Corp Long Beach Ca Douglas Aircraft Div, 1983.

[8] 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.

[9] MCCARTHY C T, GRAY P J. An analytical model for the prediction of load distribution in highly torqued multi-bolt composite joints[J]. Composite Structures, 2011, 93(2): 287-298.

[10] LECOMTE J, BOIS C, WARGNIER H, et al. An analytical model for the prediction of load distribution in multi-bolt composite joints including hole-location errors[J]. Composite Structures, 2014, 117: 354-361.

[11] 谢宗蕪, 李想, 郭家平, 等. 考虑间隙配合的复合材料钉载分配均匀化方法[J]. 复合材料学报, 2016, 33(4): 806-813.

XIE Zonghong, LI Xiang, GUO Jiaping, et al. Load distribution

(下转第101页)

[7] 张纪奎, 酃正能, 关志东, 等. 热固性复合材料固化过程三维有限元模拟和变形预测[J]. 复合材料学报, 2009, 26(1): 174-178.

ZHANG Jikui, LI Zhengneng, GUAN Zhidong, et al. Three-dimensional finite element simulation and deformation prediction of curing process of thermosetting composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(1): 174-178.

[8] 李桂东. 复合材料构件热压罐成型工装设计关键技术研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2010.

LI Guidong. Research on key technology of forming tool design for hot-pressing pot of composite components[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2010.

[9] 陈晓静. 复合材料构件固化成型的变形预测与补偿[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2011.

CHEN Xiaojing. Deformation prediction and compensation for solidification forming of composite components[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2011.

[10] 张纪奎, 酃正能, 关志东, 等. 热固性树脂基复合材料固化变形影响因素分析[J]. 复合材料学报, 2009, 26(1): 179-184

ZHANG Jikui, LI Zhengneng, GUAN Zhidong, et al. Analysis on factors influencing process-induced deformation for thermoset composites[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(1): 179-184.

[11] BOGETTI T A, GILLESPIE J W. Two-dimensional cure simulation of thick thermosetting composites[J]. Journal of Composite Materials, 1991, 25(3): 239-273.

[12] 黄争鸣. 复合材料细观力学引论[M]. 北京: 科学出版社, 2004.

HUANG Zhengming. Introduction to mesomechanics of composite materials[M]. Beijing: Science Press, 2004.

[13] JOHNSTON A, VAZIRI R, POURSAARTIP A. A plan strain model for process-induced deformation of laminated composite structures[J]. Journal of Composite Materials, 2001, 35(16): 1435-1469.

[14] BOGETTI T A, GILLESPIE J W. Process-induced stress and deformation in thick-section thermoset composite laminates[J]. Journal of Composite Materials, 1992, 26(5): 626-660.

[15] 王晓霞. 热固性树脂基复合材料的固化变形数值模拟[D]. 济南: 山东大学, 2012.

WANG Xiaoxia. Numerical simulation of solidification deformation of thermosetting resin matrix composites[D]. Jinan: Shandong University, 2012.

[16] 王汝敏, 郑水蓉, 郑亚萍. 聚合物基复合材料及工艺[M]. 北京: 科学出版社, 2004.

WANG Rumin, ZHENG Shuirong, ZHEGN Yaping. Polymer matrix composite material and process[M]. Beijing: Science Press, 2004.

[17] JOHNSTON A. An integrated model of the development of process-induced deformation in autoclave processing of composites[D]. Vancouver: The University of British Columbia, 1997.

[18] 王仁宇, 关志东, 王乾, 等. 复合材料V型构件的固化变形预测及其工装型面设计[J]. 材料导报, 2017, 31(1): 130-141.

WANG Renyu, GUAN Zhidong, WANG Qian, et al. Cure-induced deformation prediction and tool surface design for V profile composite part[J]. Materials Review, 2017, 31(1): 130-141.

通讯作者: 邹尧, 助理工程师, 主要研究方向为复合材料制造工程仿真工艺研究, E-mail: zyfucc@163.com.

(责编 古京)

(上接第71页)

homogenization method of multi-bolt composite joint with consideration of bolt-hole clearance[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2016, 33(4): 806-813.

[12] 谢宗蕙, 李想, 杨淋雅, 等. 基于弹簧质量模型的复合材料螺栓修理载荷传递计算方法[J]. 航空学报, 2016, 37(12): 3742-3751.

XIE Zonghong, LI Xiang, YANG Linya, et al. A calculation method for load transfer in bolted repair of composite laminates based on spring-mass model[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2016, 37(12): 3742-3751.

[13] 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.

[14] 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.

[15] 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.

[16] 郁大照, 陈跃良, 张勇, 等. 螺栓搭接件的载荷传递特性试验及三维有限元分析[J]. 中国机械工程, 2010, 21(19): 2273-2278.

YU Dazhao, CHEN Yueliang, ZHANG Yong, et al. Study on load transfer properties of bolted joints based on experiments and three-dimensional finite element[J]. China Mechanical Engineering, 2010, 21(19): 2273-2278.

[17] 郁大照, 陈跃良, 柳文林, 等. 螺栓搭接件的力学特性试验及三维有限元分析[J]. 机械强度, 2011, 33(6): 855-861.

YU Dazhao, CHEN Yueliang, LIU Wenlin, et al. Study on mechanical properties of bolted joints based on experiment and three-dimensional finite element[J]. Journal of Mechanical Strength, 2011, 33(6): 855-861.

[18] 袁喆, 刘军, 闫五柱, 等. 双剪切连接件钉传载荷分析及其均化处理[J]. 材料科学与工程学报, 2013, 31(1): 88-91.

YUAN Zhe, LIU Jun, YAN Wuzhu, et al. Pin load distribution of double shear joint research and load distribution uniform treatment[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2013, 31(1): 88-91.

[19] LANCASTER J K. Friction, lubrication and wear technology[J]. Tribology International, 1993, 26(4): 293-294.

[20] 李斌斌, 徐宗真, 李鹏, 等. 考虑钉头传载的阶梯搭接钉载分配特性[J]. 航空学报, 2018, 39(7): 138-148.

LI Binbin, XU Zongzhen, LI Peng, et al. Characteristics of bolt load distribution of stepped lap joints considering load transferred by bolt-head[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2018, 39(7): 138-148.

通讯作者: 高玉魁, 教授、博士, 研究方向为表层改性与疲劳断裂, E-mail: yukuigao@tongji.edu.cn.

(责编 古京)