http://pmse.scu.edu.cn

湿热环境下钉孔间隙对复合材料螺栓连接结构静力失效的影响

武 涛[1]，任 鹏[2]，朱兆轩[1]，方嘉晨[3]，耿亚南[1]

（1. 中国民航大学 交通科学与工程学院，天津 300300；2. 中国民航大学 航空工程学院，天津 300300；
3. 中国空气动力研究与发展中心 空天技术研究所，四川 绵阳 621000）

摘要：湿热环境对复合材料连接结构的性能有较大影响。在25 ℃干态（RTD）和70 ℃平衡吸湿（ETW）2种环境条件下开展静力拉伸试验，分析了0 mm，0.2 mm和0.4 mm这3种钉孔配合间隙的复合材料螺栓连接静强度变化规律，结合扫描电镜试验揭示了接头的微观失效机理，并建立有限元模型分析了不同钉孔间隙试件的孔周应力状态。结果表明，钉孔间隙和湿热环境均对结构强度有显著影响，相较于0 mm间隙的试件，0.2 mm和0.4 mm试件在RTD环境中的极限失效载荷分别降低了2.78%和3.45%，在ETW环境中的极限失效载荷分别降低了4.64%和5.01%；分别对比0 mm，0.2 mm和0.4 mm钉孔间隙的试件，ETW环境中的极限载荷较RTD环境中分别下降了9.34%，11.07%和10.81%；ETW环境中层合板孔周的损伤更为严重，基体断裂面比较粗糙，裂纹也更加明显，且存在更明显的纤维束拔出及纤维碎裂，在层合板厚度方向可以发现黏附的树脂较少，纤维分布形貌较为平整。

关键词：复合材料；湿热环境；钉孔间隙；螺栓连接；单钉单剪；静力失效
中图分类号：TH131.3 **文献标识码：**A **文章编号：**1000-7555（2024）10-0097-12

复合材料凭借其较高的比强度、比刚度及抗疲劳和抗腐蚀等性能，在工程中的应用日趋增多[1~3]。由于设计及装配工艺的需要，复合材料结构中往往存在连接接头。螺栓连接因成本较低、操作简单和便于拆卸维修等优势成为常用的连接形式之一。然而，受到材料各向异性及接头形式特点的影响，螺栓连接结构的性能研究一直是较为复杂的问题。大量研究学者从设计及服役角度出发，研究了几何参数[4]、铺层顺序和外界环境[5]等因素对螺栓连接结构性能的影响。

螺栓结构主要通过螺杆与螺栓孔的接触挤压传递载荷，为便于研究通常又将其简化为钉杆与孔。钉孔之间的配合间隙对载荷的传递有直接影响，是复合材料螺栓连接结构性能研究需要重点关注的问题。在钉孔间隙对螺栓连接结构静力拉伸性能的影响方面，Zhai等[6]开展实验研究分析了孔间隙与预紧力对复合材料单搭接沉头螺栓的性能影响；Sivaganesh等[7]开展试验研究分析了螺栓直径、孔边距等几何参数对连接件失效强度和失效模式的影响；Kelly等[8]研究了钉孔间隙对4%孔变形下螺栓连接结构强度的影响。结果表明，孔间隙对螺栓连接接头的设计承载强度有显著影响。然而相关研究大多是在常态条件下开展，为保证连接件在湿热环境中的应用，需进一步探究湿热环境中钉孔间隙对连接件性能的影响。

在湿热环境对螺栓连接结构静力拉伸性能的影响方面，贾宝惠等[9]通过试验和仿真探究了湿热环境中结构端径比参数对螺栓连接静力学性能的影响，结果表明，湿热环境对接头强度有显著影响，在一定范围内，结构强度与端径比数值正相关。Shan等[10]研究了湿热环境和几何参数对双搭接单螺栓复合材料接头破坏的耦合效应，发现湿热环境对接头失效

doi: 10.16865/j.cnki.1000-7555.2024.0167
收稿日期：2023-10-11
基金项目：天津市教委科研计划项目（2021KJ054）
通讯联系人：武涛，主要从事复合材料连接技术研究，E-mail: twu_cauc@163.com

载荷的影响程度随 E/D 的变化程度较大，而随 W/D 的变化程度并不明显。张娇蕊等[11]考虑湿热环境，基于渐进损伤方法和金属韧性断裂准则，建立了CFRP-Al螺栓连接有限元模型，探究了湿热条件对接头静力学性能的影响规律。Shan等[12]结合实验与仿真方法，探究了湿热环境对接头宏观失效模式和损伤传播过程的影响。近年来国内外学者围绕湿热环境中复合材料螺栓连接的力学性能与损伤状态开展了大量研究，结果表明，升温导致的热应力会引起材料损伤，而材料吸湿更会加快裂纹的演化，进而降低结构的强度与刚度。但在湿热环境中钉孔间隙对复合材料螺栓连接结构性能的影响研究仍有不足。

综上可知，湿热环境会削弱复合材料螺栓连接的结构强度，钉孔间隙的差异也会导致结构连接强度不同，目前国内外学者分别针对配合间隙和湿热环境对螺栓连接强度及疲劳的影响开展了相关研究，但同时考虑湿热条件和钉孔间隙，探究其对螺栓连接静力拉伸性能影响方面的研究则较少。因此本文针对RTD和ETW环境中不同钉孔间隙复合材料螺栓连接结构开展了试验研究和仿真分析，探究了其拉伸失效规律，并结合扫描电镜的微观形貌观测，分析了其损伤状态。

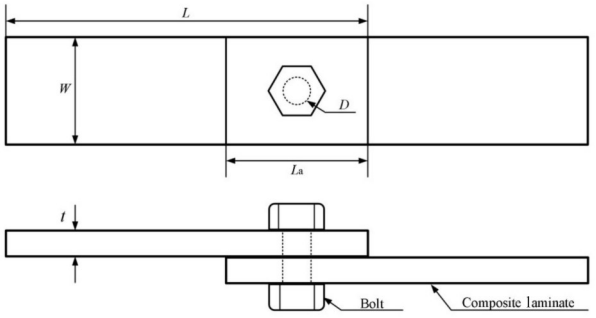


Fig. 1 Schematic diagram of bolted joints

1 实验部分

1.1 试验试件

试验件几何参数如Fig.1所示，其中板长（L）为135 mm，板宽（W）为36 mm，板厚（t）为3.6 mm。板的轴线位置开有通孔，孔的边距和端距均为18 mm。制备的试件的孔直径（D）分别为5.0 mm，5.2 mm和5.4 mm，通过与直径5 mm的钉杆配合，即可形成0 mm，0.2 mm和0.4 mm的钉孔间隙。螺栓材料为6Al-4V钛合金，弹性模量110 GPa、泊松比0.34、强度1.012 GPa；复合材料层合板为T300碳纤维环氧树脂基复合材料，采用准同性对称铺层$[0/45/90/-45]_{3s}$。RTD环境中复合材料的性能和ETW环境中应力分析的参数分别如Tab.1和Tab.2所示。

Tab. 1 Material properties in RTD

Elastic constant	Value	Elastic constant	Value
E_{11}/GPa	120	X_t/MPa	1800
$E_{22}=E_{33}$/GPa	8	X_c/MPa	1200
$G_{12}= G_{13}$/GPa	4.5	Y_t/MPa	55
G_{23}/ GPa	3.4	Y_c/MPa	200
$v_{12}= v_{13}$	0.33	$S_{12}= S_{13}$/MPa	121
v_{23}	0.4	S_{23}/MPa	78

Tab. 2 Material parameters for stress analysis in ETW

$\alpha_f\times10^6\,°C^{-1}$	$\alpha_m\times10^6\,°C^{-1}$	β_m	v_f	v_m
−3.16	30.8	0.3	0.32	0.35
ρ/(g·cm^{-3})	ρ_m/(g·cm^{-3})	V_f	V_m	T_0/°C
1.58	1.25	0.576	0.424	25

1.2 吸湿试验

吸湿试验前首先在RTD环境中将层合板表面处理干净并干燥，记录此时的试件质量。试验参考ASTM D5229M-14标准[13]，在电热恒温水箱中进行吸湿，温度设置为70 ℃。在吸湿过程中使用电子分析天平测量试件质量，如果连续2次的测量差值小于0.02%，则认为试件达到吸湿平衡，如式(1)所示

$$(M_i-M_{i-1})/M_b<0.02\% \quad (1)$$

式中：M_i——当前测量的试件质量；M_{i-1}——上一次测量的试件质量；M_b——初始常温干态下的试件质量。吸湿试验完成后进行试件装配，各组试件均施加2.1 N·m的螺栓预紧力。3种不同钉孔间隙试件的吸湿曲线如Fig.2所示。达到平衡状态时，平均吸湿量约为0.62%。

1.3 静力拉伸试验

试验设备为MTS Landmark试验机，使用位移加载模式，加载速度为2 mm/min。对于RTD组试件，直接将试件装夹并施加位移载荷进行静力拉伸试验直至试件破坏，试件失效后结束试验。对于ETW组试件，需在保温保湿状态下对已达到平衡吸湿状态的试件进行静力拉伸试验直至试件发生破坏，试件

失效后结束试验。在RTD和ETW环境中,对各组钉孔间隙参数重复3次试验,共计18组。

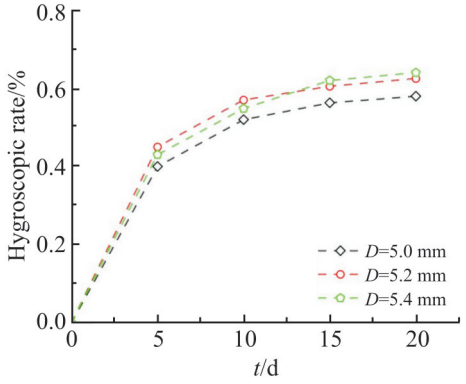


Fig. 2 Hygroscopicity of composite laminates

2 理论方法

2.1 考虑湿热环境的应力-应变关系

复合材料在湿热环境中的应变由两部分组成

$$\varepsilon = \boldsymbol{S}\sigma + \varepsilon^{\mathrm{ht}} \tag{2}$$

式中:ε和σ——分别为应变和应力;$\boldsymbol{S}$——柔度矩阵;$\varepsilon^{\mathrm{ht}}$——因温度和湿度产生的湿热应变,可通过公式(3)求解,

$$\varepsilon^{\mathrm{ht}} = \partial\Delta T + \beta c \tag{3}$$

式中:∂——热膨胀系数;ΔT——温度变化量;β——湿膨胀系数;c——水分浓度。联立式(2)和式(3),即可得到湿热环境中复合材料的应力-应变关系,如式(4)所示[14]

$$\sigma = C(\varepsilon - \partial\Delta T - \beta c) \tag{4}$$

式中:C——刚度矩阵;∂和β的分量满足:$\partial_{12}=\partial_{13}=\partial_{23}=0$,$\beta_{12}=\beta_{13}=\beta_{23}=0$,$\partial_{22}=\partial_{33}$和$\beta_{22}=\beta_{33}$,其余数值可由式(5)~式(7)求得

$$\partial_{11} = \frac{V_{\mathrm{f}}E_{\mathrm{f}}\partial_{\mathrm{f}} + V_{\mathrm{m}}E_{\mathrm{m}}\partial_{\mathrm{m}}}{V_{\mathrm{f}}E_{\mathrm{f}} + V_{\mathrm{m}}E_{\mathrm{m}}} \approx \partial_{\mathrm{f}} \tag{5}$$

$$\partial_{22} = \partial_{33} = V_{\mathrm{f}}(1+\nu_{\mathrm{f}})\partial_{\mathrm{f}} + V_{\mathrm{m}}(1+\nu_{\mathrm{m}})\partial_{\mathrm{m}} - (V_{\mathrm{f}}\nu_{\mathrm{f}} + V_{\mathrm{m}}\nu_{\mathrm{m}})\partial_{11} \tag{6}$$

$$\beta_{11} = \frac{E_{\mathrm{m}}\rho}{(V_{\mathrm{f}}E_{\mathrm{f}} + V_{\mathrm{m}}E_{\mathrm{m}})\rho_{\mathrm{m}}}\beta_{\mathrm{m}} = \frac{E_{\mathrm{m}}\rho}{E_{11}\rho_{\mathrm{m}}}\beta_{\mathrm{m}} \tag{7}$$

$$\beta_{22} = \beta_{33} = \frac{(1+\nu_{\mathrm{m}})\rho}{\rho_{\mathrm{m}}}\beta_{\mathrm{m}} - (V_{\mathrm{f}}\nu_{\mathrm{f}} + V_{\mathrm{m}}\nu_{\mathrm{m}})\beta_{11} \tag{8}$$

式中:∂_{f}——纤维的热膨胀系数;∂_{m}——基体的热膨胀系数;β_{m}——基体的湿膨胀系数;V_{m}和V_{f}——分别为基体和纤维的体积分数,$V_{\mathrm{m}}+V_{\mathrm{f}}=1$;$E_{\mathrm{m}}$和$\nu_{\mathrm{m}}$——基体的弹性模量和泊松比;$E_{\mathrm{f}}$和$\nu_{\mathrm{f}}$——纤维的弹性模量和泊松比;$\rho$和$\rho_{\mathrm{m}}$——分别为复合材料和复合材料基体的密度。

2.2 考虑湿热效应的失效判定准则和材料性能退化准则

复合材料的损伤及性能退化建模采用改进的Hashin失效准则[15]和Tserpes突降退化模型[16],如Tab.3和Tab.4所示。其中,σ_{ij}是应力分量;$X_{\mathrm{t}}^{\mathrm{ht}}$和$X_{\mathrm{c}}^{\mathrm{ht}}$分别为湿热环境中复合材料纵向拉伸和压缩强度;$Y_{\mathrm{t}}^{\mathrm{ht}}$和$Y_{\mathrm{c}}^{\mathrm{ht}}$分别为湿热环境中复合材料横向拉伸和压缩强度;$S_{12}^{\mathrm{ht}}$为湿热环境中复合材料的面内剪切强度;$Z_{\mathrm{t}}^{\mathrm{ht}}$和$Z_{\mathrm{c}}^{\mathrm{ht}}$为湿热环境中复合材料层合板厚度方向的拉伸和压缩强度;S_{13}^{ht}和S_{23}^{ht}为湿热环境中复合材

Tab. 3 Failure criteria of composites

Failure mode	Failure criteria
Matrix tension(MT)($\sigma_{22}>0$)	$(\sigma_{22}/Y_{\mathrm{T}}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{12}/S_{12}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{23}/S_{23}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$
Matrix compression(MC)($\sigma_{22}<0$)	$(\sigma_{22}/Y_{\mathrm{C}}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{12}/S_{12}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{23}/S_{23}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$
Fiber tension(FT)($\sigma_{11}>0$)	$(\sigma_{11}/X_{\mathrm{T}}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$
Fiber compression(FC)($\sigma_{11}<0$)	$(\sigma_{11}/X_{\mathrm{C}}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$
Fiber-matrix shear-out(FMS) ($\sigma_{11}<0$)	$(\sigma_{11}/X_{\mathrm{C}}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{12}/S_{12}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{13}/S_{13}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$
Interlaminar tension(IT)($\sigma_{33}>0$)	$(\sigma_{33}/Z_{\mathrm{T}}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{13}/S_{13}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{23}/S_{23}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$
Interlaminar compression(IC) ($\sigma_{33}<0$)	$(\sigma_{33}/Z_{\mathrm{C}}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{13}/S_{13}^{\mathrm{ht}})^2+(\tau_{23}/S_{23}^{\mathrm{ht}})^2\geqslant 1$

Tab. 4 Material degradation model

Failure mode	Material degradation rule
MT	$E^{d}_{22}=d^{ht}_{mt}E^{ht}_{22}$, $G^{d}_{12}=d^{ht}_{mt}G^{ht}_{12}$, $G^{d}_{23}=d^{h}_{mt}G^{ht}_{23}$, $v^{d}_{12}=d^{ht}_{mt}v^{ht}_{12}$, $v^{d}_{23}=d^{ht}_{mt}v^{ht}_{23}$
MC	$E^{d}_{22}=d^{ht}_{mc}E^{ht}_{22}$, $G^{d}_{12}=d^{ht}_{mc}G^{ht}_{12}$, $G^{d}_{23}=d^{ht}_{mc}G^{ht}_{23}$, $v^{d}_{12}=d^{ht}_{mc}v^{ht}_{12}$, $v^{d}_{23}=d^{ht}_{mc}$, v^{ht}_{23}
FT	$E^{d}_{11}=d^{ht}_{ft}E^{ht}_{11}$
FC	$E^{d}_{11}=d^{ht}_{fc}E^{ht}_{11}$
FMS	$G^{d}_{12}=d^{ht}_{fm1}G^{ht}_{12}$, $G^{d}_{13}=d^{ht}_{fm1}G^{ht}_{13}$, $G^{d}_{23}=d^{ht}_{fm2}G^{ht}_{23}$, $v^{d}_{12}=d^{ht}_{fm1}v^{ht}_{12}$, $v^{d}_{13}=d^{ht}_{fm1}v^{ht}_{13}$, $v^{d}_{23}=d^{ht}_{fm2}v^{ht}_{23}$
IT	$E^{d}_{33}=d^{ht}_{dt}E^{ht}_{33}$, $G^{d}_{13}=d^{ht}_{dt}G^{ht}_{13}$, $G^{d}_{23}=d^{ht}_{dt}G^{ht}_{23}$, $v^{d}_{13}=d^{ht}_{dt}v^{ht}_{13}$, $v^{d}_{23}=d^{ht}_{dt}v^{ht}_{23}$
IC	$E^{d}_{33}=d^{ht}_{dc}E^{ht}_{33}$, $G^{d}_{13}=d^{ht}_{dc}G^{ht}_{13}$, $G^{d}_{23}=d^{ht}_{dc}G^{ht}_{23}$, $v^{d}_{13}=d^{ht}_{dc}v^{ht}_{13}$, $v^{d}_{23}=d^{ht}_{dc}v^{ht}_{23}$

料层合板厚度方向的剪切强度。

参数的上标d表示其为发生损伤后的参数。d_{ft}，d_{fc}，d_{mt}，d_{dt}，d_{mc}，d_{dc}，d_{fm1}和d_{fm2}是与失效模式相关的材料属性退化系数。为考虑湿热效应的影响，引入湿热环境中材料性能退化系数来降低原始刚度系数

$$d_{ft}=\frac{V_m E^{ht}_m}{E^{ht}_{11}},\ d_{fc}\approx\frac{E^{ht}_{22}}{E^{ht}_{11}},\ d_{mt}=d_{dt}=0.1 \tag{9}$$

$$d_{mc}=d_{dc}\approx 0.1,\quad d_{fm1}=\left(\frac{1-\sqrt{V_f}}{1-\sqrt{V_f}+V_f}\right)\frac{G^{ht}_m}{G^{ht}_{23}} \tag{10}$$

$$d_{fm2}=\left(\frac{1-\sqrt{V_f}}{1-\sqrt{V_f}+V_f}\right)\frac{G^{ht}_m}{G^{ht}_{23}} \tag{11}$$

式中：$E^{ht}_m=E^0_m(T^*)^i$，$G^{ht}_m=G^0_m(T^*)^j$——分别为基体轴向和切向模量；E^{ht}_{11}，E^{ht}_{22}，G^{ht}_{12}和G^{ht}_{23}——湿热条件下的材料弹性常数。

3 有限元模型

3.1 有限元建模

考虑3种不同的钉孔配合间隙，在ABAQUS中建立复合材料螺栓连接有限元模型。Fig.3为钉孔间隙为0 mm时的有限元模型，其中板长135 mm，板厚3.6 mm，板宽36 mm，螺栓及孔的直径为5.0 mm。保持其它尺寸不变，分别设置孔的直径为5.2 mm和5.4 mm，建立钉孔间隙为0.2 mm和0.4 mm的模型。层合板网格单元类型为C3D8，连接孔附近区域的种子局部加密，以便在减少计算代价的同时保持较高的精度。在上下层合板之间、层合板与螺栓之间设置面面接触对，界面摩擦系数为0.1。对下方层合板的一端施加固支约束，限制其所有自由度；对上方层合板的另外一端施加沿X方向的位移，以模拟试验时的受力状态。RTD和ETW环境中的仿真模拟均需关联改进的UMAT子程序。RTD环境的仿真模拟分析首先对螺栓施加预紧力，然后在X方向施加位移载荷，进行静力拉伸模拟，ETW仿真模拟分析在RTD的基础上增加升温加湿的步骤。有限元模型中螺栓预紧力与试验中施加螺栓扭矩的一般转换公式为[17]

$$P=\frac{T}{KD} \tag{12}$$

式中：P——螺栓预紧力；T——螺栓扭矩；K——扭矩系数（一般取0.2）。

3.2 有限元模型验证

对建立的有限元模型进行准确性验证。以ETW环境中0 mm钉孔间隙（D=5.0 mm）和RTD环境中0.2 mm钉孔间隙（D=5.2 mm）的试件为例，对比有限元与试验结果，如Fig.4所示。由图中可观察到，试验与仿真所获得的载荷-位移曲线趋势较为一致，在初始阶段因材料处于线弹性阶段，载荷-位移曲线也呈线性上升，且此时曲线的斜率最大。随着加载的继续，曲线的上升趋势逐渐放缓，斜率降低，在达到一定载荷之后，曲线发生突降，直到最后接头完全破坏。

对比有限元与试验获得的静强度极限数值，ETW环境0 mm钉孔间隙（D=5.0 mm）试件强度的仿真数值为10.44 kN，而试验值为10.23 kN，相对误差

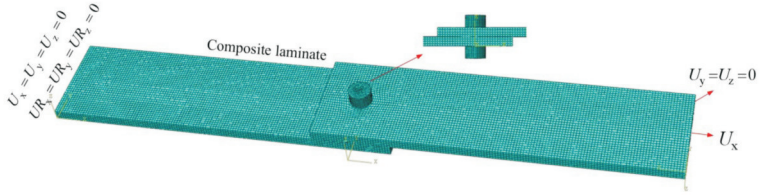


Fig. 3 Finite element model of composite bolted joints

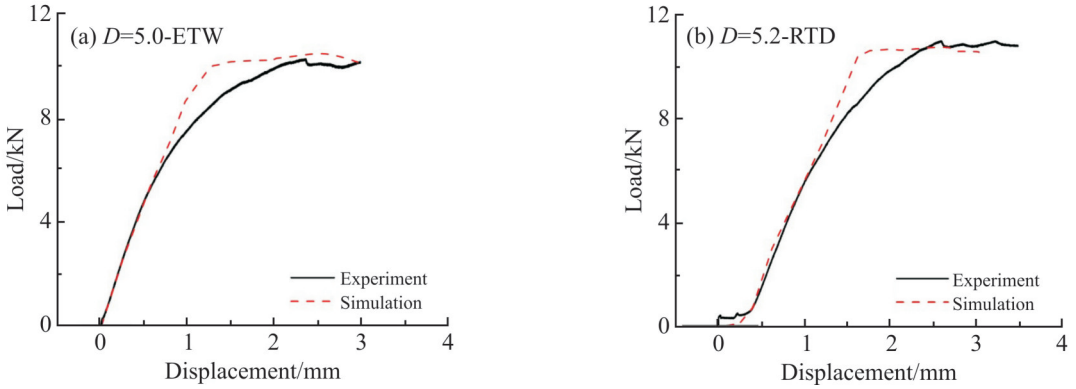


Fig. 4 Comparison of simulation and experiment load-displacement curves: (a) *D*=5.0 mm in ETW; (b) *D*=5.2 mm in RTD

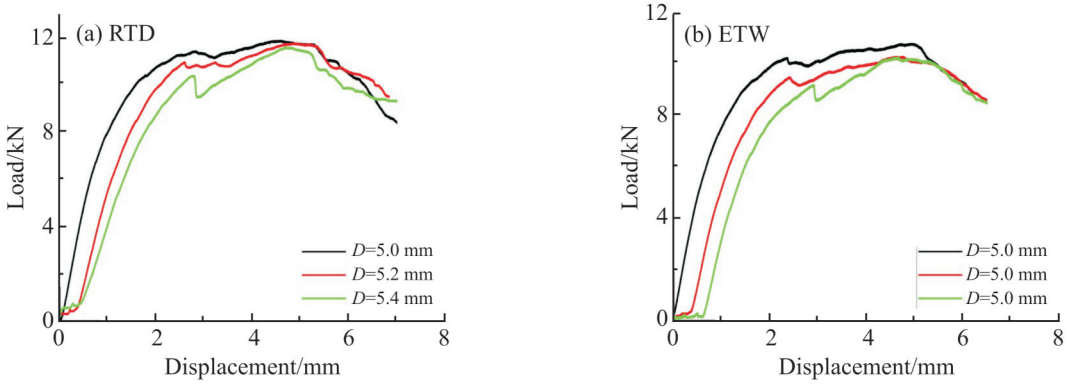


Fig. 5 Load-displacement curves of composite bolted joints with different bolt-hole clearances: (a) in RTD; (b) in ETW

2.1%;RTD环境0.2 mm钉孔间隙(*D*=5.2 mm)试件强度的仿真数值为10.73 kN,而试验值为10.97 kN,相对误差2.3%,2种工况算例的有限元和试验数值均吻合良好。

4　结果与讨论

4.1　湿热环境中钉孔间隙对连接结构静力失效的影响

为探究钉孔间隙对单钉单剪螺栓连接结构静力拉伸性能的影响,开展了RTD和ETW环境中3种不同钉孔间隙螺栓连接结构的静力拉伸试验、SEM扫描分析和有限元仿真分析。

如Fig.5(a)和Fig.5(b)所示,在RTD和ETW环境中的载荷-位移曲线中,钉孔间隙为0.2 mm和0.4 mm的试件在初始拉伸阶段出现了一定的平移阶段,这是因为孔间隙的存在导致螺栓与复合材料孔壁存在间隙,螺栓并未直接与孔壁接触进行承载,而在进行一定拉伸位移后,螺栓才与孔壁接触继而开始承受载荷。RTD和ETW环境中不同钉孔间隙试件的载荷-位移曲线初始阶段均存在近似线性的增长段,且斜率较大。继续加载,曲线呈另一个斜率较小的线性增长段上升,继续承载,曲线变为非线性曲线,上升至峰值点,载荷-位移曲线发生第一次跳跃,这意味着材料发生初始损伤,并在层合板中迅速积累,

导致节点刚度快速损失；随着加载的继续，材料中的损伤进一步扩展，曲线呈现第2次跳跃，结构出现更严重的破坏，直至完全失效。随着钉孔间隙的增大，在螺栓与孔接触阶段的局部接触区域也将有一定的差异，与*D*=5.0 mm相比，*D*=5.4 mm的试件在钉孔接触时钉的挤压作用更加集中，从而使得载荷-位移曲线相应的线段斜率较小，长度较短。

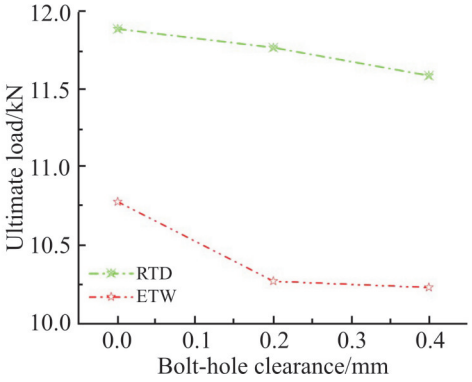


Fig. 6 Ultimate load of connection structures with different bolt-hole clearances in RTD and ETW

如Fig.6所示，在RTD和ETW环境中，随着钉孔间隙的增大，单钉单剪螺栓连接结构的极限载荷逐渐下降；相较于RTD环境中，ETW环境中钉孔间隙为0 mm，0.2 mm和0.4 mm的单钉单剪螺栓连接结构，其极限载荷分别下降了9.34%，11.07%和10.81%。

ETW环境中复合材料螺栓连接结构的承载能力会因材料横向弹性模量及强度、剪切模量及强度等材料属性的变化而有所降低。增加温度导致复合材料纤维-基体界面产生热应力，螺栓发生一定程度的膨胀且不可逆，这会使螺栓孔周的应力增加，其次随着温度的变化，分子呈自由分子填料排列，分子结合力减弱，复合材料基体松弛，这些因素都会导致螺栓连接结构的强度发生明显下降；同时随着湿度的增加，复合材料纤维-基体界面也会产生湿应力，水分的扩散会加剧孔周区域的化学变化和水解过程，同时影响基体性能，这些因素都将导致螺栓

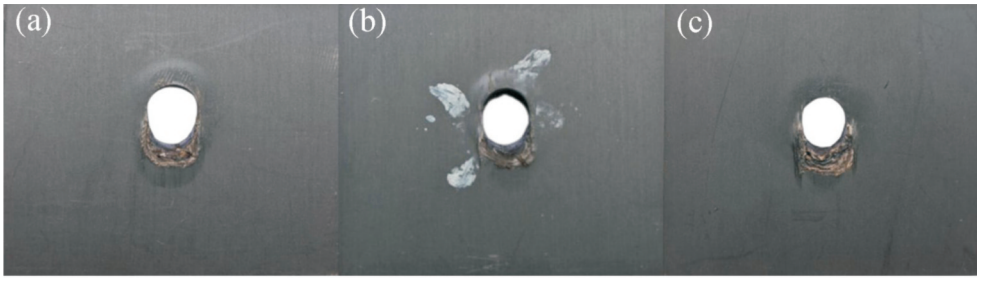


Fig. 7 Failure patterns of connection structures with different bolt-hole clearances in RTD: (a) *D*=5.0 mm; (b) *D*=5.2 mm; (c) *D*=5.4 mm

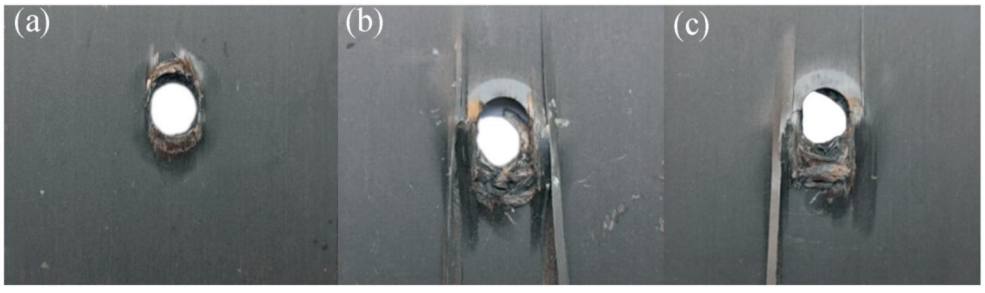


Fig. 8 Failure patterns of connection structures with different bolt-hole clearances in ETW: (a) *D*=5.0 mm; (b) *D*=5.2 mm; (c) *D*=5.4 mm

Tab. 5 Damage displacement of different bolt-hole clearances in RTD and ETW

Bolt-hole clearance	0 mm	0.2 mm	0.4 mm
Initial injury displacement(RTD)	2.96	2.61	2.78
Initial injury displacement(ETW)	2.36	2.40	2.56
Final damage displacement(RTD)	4.76	4.88	4.68
Final damage displacement(ETW)	4.89	4.96	4.77

连接结构强度的显著降低,对其静力拉伸性能产生不利影响。

Tab.5为3种钉孔间隙试件在RTD和ETW条件下的初始及最终损伤位移。相较于RTD环境,ETW环境中试件的初始损伤位移更小,而最终损伤位移则较大。上述现象可能与较高的温度下材料界面产生的热应力有关,受界面热应力的影响,材料会发生热膨胀引起材料伸长。

综上所述,ETW环境对单钉单剪螺栓连接结构的强度有较大的影响,不同钉孔间隙连接件的极限载荷均有所降低。

4.2　接头破坏模式分析

为研究钉孔间隙变化对接头破坏模式的影响,进行了RTD和ETW环境中3种不同钉孔间隙复合材料层合板的宏观失效分析SEM微观扫描分析。

Fig.7和Fig.8为RTD和ETW环境中复合材料层合板孔周的宏观失效模式,所有试件均先以承载破坏模式破坏,最后以剪切破坏模式终止,结果表明,随着钉孔间隙的增大,螺栓的破坏模式不发生变化。

Fig.9为RTD环境中螺栓孔周损伤区域的SEM微观扫描照片。Fig.9(a)中孔周受到螺栓挤压,损伤区域有大面积的基体裸露,可以发现损伤区域边缘按-45°,90°,45°,0°顺序排布的纤维层裸露,这些不同铺层角的单层因受到挤压而翘起,末端可以看到纤维断裂产生的碎块散落,并伴随纤维拔起以及纤维拔出产生的孔洞;随着钉孔间隙增大,Fig.9(b)中存在较大的孔周变形以及因挤压产生的基体积聚痕迹,损伤区域边缘有明显的脱粘引起的纤维丝束裸露,并且末端有分层及纤维拔起,且沿加载方向的铺层纤维出现明显的纤维断裂以及较为明显的脱粘分层;Fig.9(c)中存在更大的孔周变形,且伴随大量不规则拔起纤维束及成块聚集的纤维断裂。当变形过程中纤维所受载荷超过纤维-基体界面强度时,首先在纤维-基体处发生脱粘损伤,然后纤维断裂;在层间

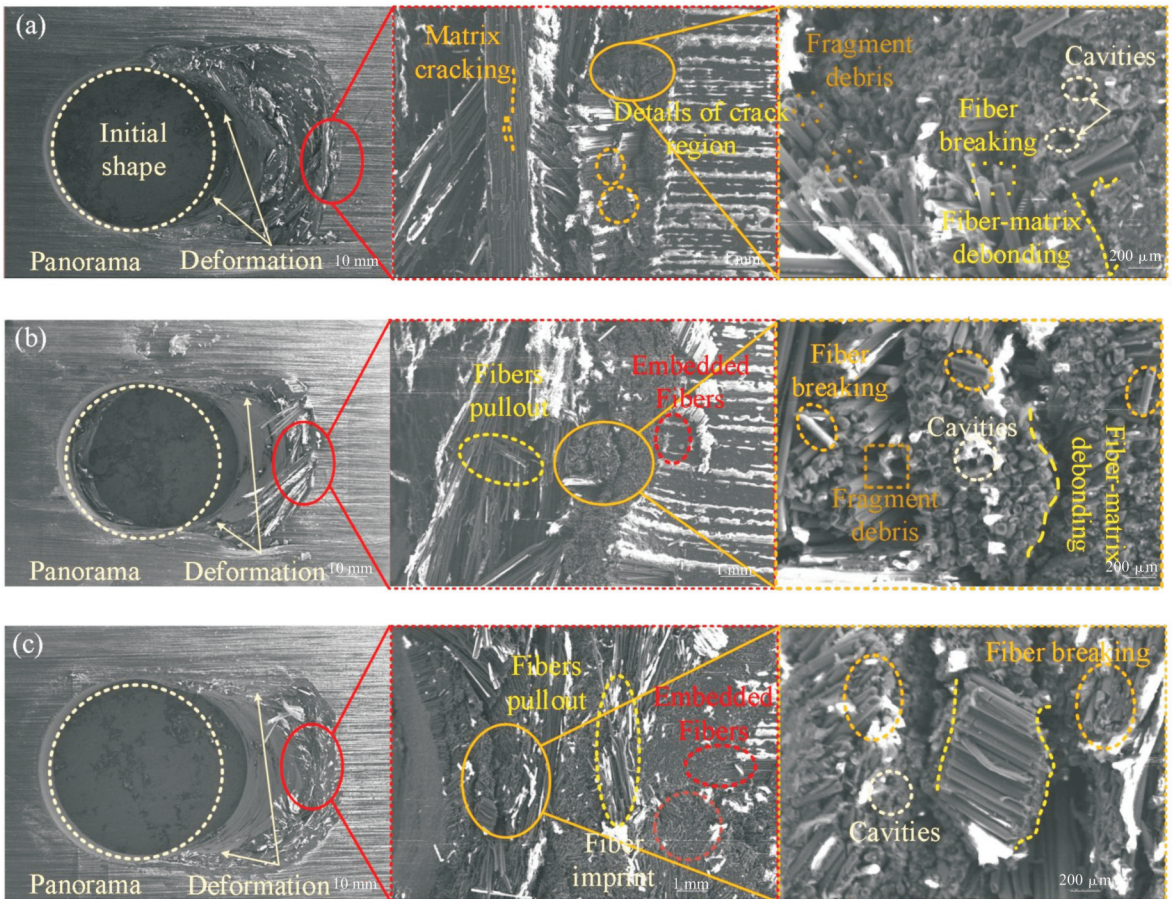


Fig. 9　Microscopic analysis of SEM of connection structures with different bolt-hole clearances in RTD: (a) *D*=5.0 mm; (b) *D*=5.2 mm; (c) *D*=5.4 mm

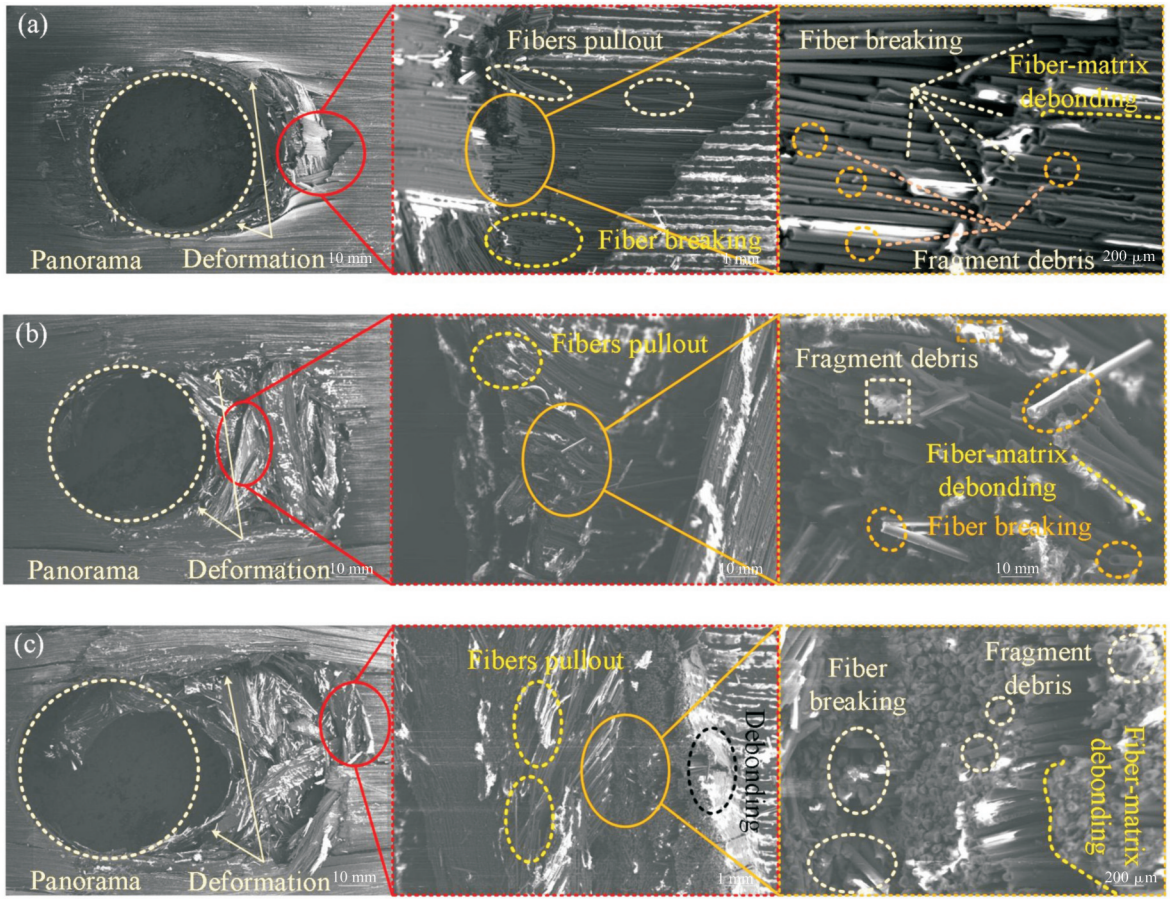


Fig. 10 Microscopic analysis of SEM of connection structures with different bolt-hole clearances in ETW: (a) *D*=5.0 mm; (b) *D*=5.2 mm; (c) *D*=5.4 mm

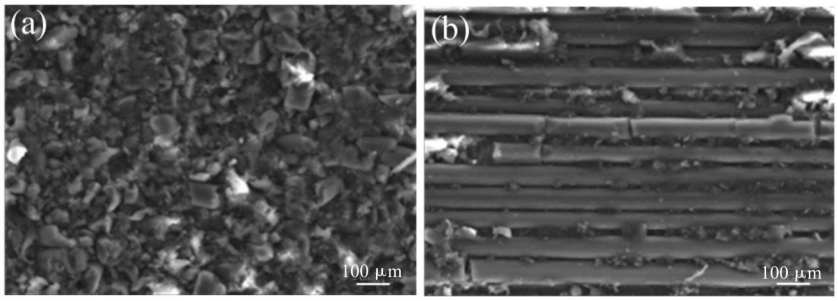


Fig. 11 Destroy morphology of laminates along the thickness direction in RTD: (a) 0° direction; (b) 90° direction

断裂表面观察到的基质中嵌入的纤维，通常在室温下表现出良好的纤维-基体相互作用，在纤维拉出表面观察到的碎片是脆性环氧复合材料的典型损伤行为，也与纤维-基体相互作用有关。

Fig.10 为 ETW 环境中螺栓孔周损伤区域的 SEM 微观扫描照片。Fig.10(a)孔周加载方向两侧均出现明显损伤痕迹，损伤边缘处存在纤维断裂以及零星的基体碎屑散落；随着钉孔间隙增大，Fig.10(b)在加载方向表现出更为严重的损伤，该区域层合板被严重破坏，存在较明显的纤维束拔起；Fig.10(c)在孔周垂直加载方向两侧均呈现严重破坏，断口及表面纤维明显翘起，损伤区域表面完全破坏，纤维散布更为杂乱，且在同向纤维单层内存在脱粘分层，除末端出现零星的纤维碎块外，断口呈现出整体更为齐整的纤维断裂。

相对于 RTD 环境，ETW 环境中下的试件孔周损伤范围更大，且损伤程度显著加剧，具体表现为基体断面更加粗糙，裂纹更为明显，并可观察到明显

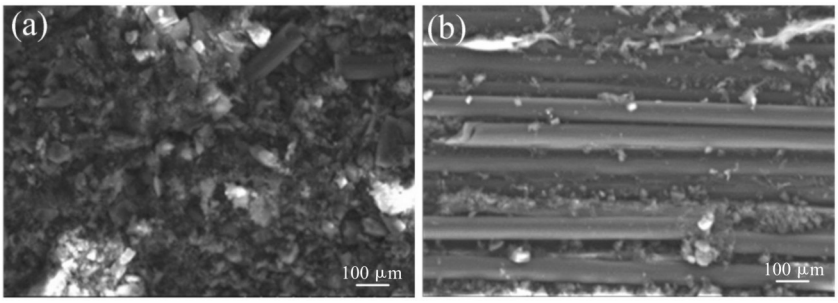


Fig. 12 Destroy morphology of laminates along the thickness direction in ETW: (a) 0° direction; (b) 90° direction

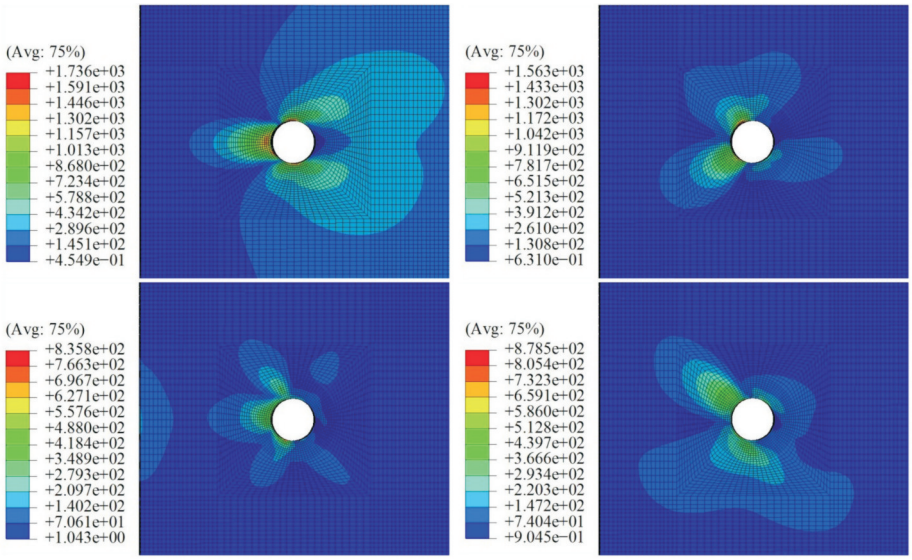


Fig. 13 Layer damage of *D*=5.0 mm at different angles in ETW

的纤维拔出及破碎现象。上述现象的出现与湿热环境对纤维和基体的影响有关。在高温湿态条件下，树脂基体相较于碳纤维展现出更强的吸水特性，导致水分子在两者内部的渗透速率产生差异，进而引发基体与纤维间膨胀过程的不同步，从而产生局部应力并加速裂纹的萌生与扩展。此外，湿热环境还加剧了纤维与树脂间的脱粘现象，使得界面性能进一步劣化。

RTD和ETW环境中孔径为5.0 mm的复合材料层合板在厚度方向的微观损伤状态如Fig.11和Fig.12所示。RTD环境中试件在0°层厚度方向的纤维与树脂界面状态较好；而ETW环境中则有一定量的纤基脱粘。该现象主要与水分子扩散导致的界面性能下降有关。对比90°层RTD环境中试件可观察到明显的纤维断裂，而ETW环境中纤维的分布形貌则较为平整，且粘附的树脂较少。造成该现象的原因是高温导致材料更具延展性，且高温产生的热应力会降低基体脆性和纤维-基体界面黏附力。

Fig.13，Fig.14和Fig.15分别为ETW环境中钉孔间隙为0 mm（*D*=5.0 mm），0.2 mm(*D*=5.2 mm）和0.4 mm(*D*=5.4 mm)的试件各方向铺层的整体应力云图。由云图可知，各层的应力水平和分布情况与铺层方向相关。其中，由于0°铺层主要由纤维承受载荷，其整体应力水平更高；而90°铺层主要由基体承受载荷，其应力水平最低；而±45°铺层因有部分纤维承载，其应力水平略高于90°铺层。

不同钉孔间隙的模型呈现相似的应力分布，表明间隙数值对各层承载影响较小。但随着间隙的增大，应力水平呈现下降的趋势。这是由于间隙影响了螺栓与孔的接触关系，在相同位移的条件下，间隙

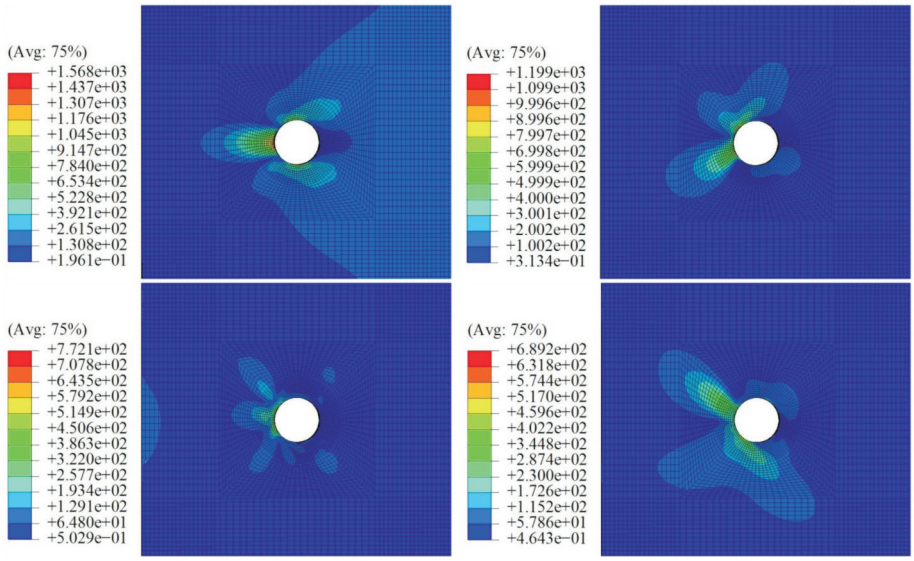


Fig. 14 Layer damage of *D*=5.2 mm at different angles in ETW

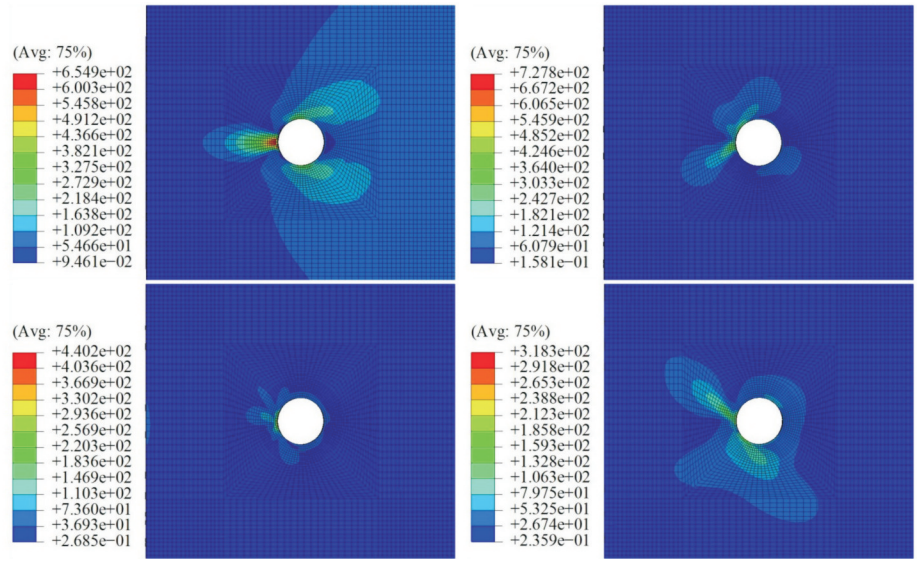


Fig. 15 Layer damage of *D*=5.4 mm at different angles in ETW

更大的模型，其螺杆受剪传力更晚，载荷水平更低。

5 结论

（1）湿热环境和钉孔间隙对连接件极限载荷有显著影响。钉孔间隙为0 mm，0.2 mm，0.4 mm的连接件，其极限载荷在ETW环境比RTD环境均下降10%左右；而ETW环境中，随着钉孔配合间隙的增大，连接件极限载荷也有所降低。

（2）湿热环境对连接区域的损伤存在一定的影响。ETW环境中出现了更严重的层合板压缩损伤、基体塌陷、纤维束拔起及纤维碎裂；且随着钉孔间隙的增大，孔周损伤加剧，存在更明显的杂乱纤维和脱粘分层现象。

（3）钉孔间隙对层合板各方向铺层的应力分布影响较小，但由于间隙增大引起的螺栓受剪传力滞后，间隙更大的连接件其整体应力水平更低。

参考文献:

[1] 杜晓渊, 程小全, 王志勇, 等. 碳纤维复合材料回收与再利用技术进展[J]. 高分子材料科学与工程, 2020, 36(8):182-190.
Du X Y, Cheng X Q, Wang Z Y, *et al*. Recycling and reusing of carbon fiber reinforced polymer: a current technical progress[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2020, 36(8):182-190.

[2] 高禹, 杨晓东, 董尚利, 等. 高温环境作用下T800碳纤维/AC631双马来酰亚胺复合材料的疲劳行为[J]. 高分子材料科学与工程, 2022, 38(3): 89-95.
Gao Y, Yang X D, Dong S L, *et al*. Effect of high temperature aging on the fatigue properties of T800 carbon fiber/AC631 BMI composites[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2022, 38(3): 89-95.

[3] 刘虹邑, 范东阳, 李愿杰, 等. 环氧树脂复合材料的耐热氧老化改性[J]. 高分子材料科学与工程, 2021, 37(8): 102-109.
Liu H Y, Fan D Y, Li Y J, *et al*. Modification of epoxy resin composites with thermo-oxidative aging properties[J]. Polymer Materials Science & Engineering, 2021, 37(8): 102-109.

[4] Li M, Liu Z, Yan R, *et al*. Experimental and numerical investigation on composite single-lap single-bolt sandwich joints with different geometric parameters[J]. Marine Structures, 2022, 85: 103259-103259.

[5] Guerrero JM, Sasikumar A, Llobet J, *et al*. A computationally efficient methodology to simulate hybrid bolted joints including thermal effects[J]. Mechanics of Advanced Materials and Structures, 2023, 30: 48-66.

[6] Zhai Y, Li D, Li X, *et al*. An experimental study on the effect of bolt-hole clearance and bolt torque on single-lap, countersunk composite joints[J]. Composite Structures, 2015, 127: 411-419.

[7] Sivaganesh S, Tak-Ming C, Ben Y. Influence of geometry on failure modes of PFRP single bolted connections[J]. Engineering Structures, 2023, 274: 115078.

[8] Kelly G, Hallström S. Bearing strength of carbon fibre/epoxy laminates: effects of bolt-hole clearance[J]. Composites Part B: Engineering, 2004, 35: 331-343.

[9] 贾宝惠, 任鹏, 宋挺, 等. 湿热环境下端径比对复合材料螺栓连接结构静力拉伸失效的影响[J]. 材料导报, 2024, 38(5): 242-248.
Jia B H, Ren P, Song T, *et al*. Effects of end-to-diameter ratio on static tensile failure of composite bolted joints under hygrothermal environment[J]. Materials Reports, 2024, 38(5): 242-248.

[10] Shan M, Zhang R, Gong Y, *et al*. Revealing the coupled effects of hygrothermal environment and geometrical parameters on the failure of double-lap, single-bolt composite joints[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2023, 24: 8282-8295.

[11] 张娇蕊, 山美娟, 黄伟, 等. 湿热环境对CFRP复合材料-铝合金螺栓连接结构静力失效的影响[J]. 复合材料学报, 2021, 38(7): 2224-2233.
Zhang J R, Shan M J, Huang W, *et al*. Effects of hygrothermal environment on quasi- static failure of CFRP composite-aluminum alloy bolted joints[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2021, 38(7):2224-2233.

[12] Shan M, Zhao L, Hong H, *et al*. A progressive fatigue damage model for composite structures in hygrothermal environments[J]. International Journal of Fatigue, 2018, 111: 299-307.

[13] ASTM International. ASTM D5229M-14, Standard test method for moisture absorption properties and equilibrium conditioning of polymer matrix composite materials[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2014.

[14] Wang X, Jia P, Wang B. Progressive failure model of high strength glass fiber composite structure in hygrothermal environment[J]. Composite Structures, 2022, 280: 114932-114932.

[15] Camanho P P. A Progressive damage model for mechanically fastened joints in composite laminates[J]. Journal of Composite Materials, 1999, 33: 2248-2280.

[16] Zhang J, Qi D, Zhou L, *et al*. A progressive failure analysis model for composite structures in hygrothermal environments[J]. Composite Structures, 2015, 133: 331-342.

[17] Liu W, Yu F, He Z, *et al*. A progressive damage model introducing temperature field for bolted composite joint with preload[J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2019, 27: 065011-065011.

Effects of Bolt-Hole Clearance on Static Tensile Failure of Composite Bolted Joints Under Hygrothermal Environment

Tao Wu[1], Peng Ren[2], Zhaoxuan Zhu[1], Jiachen Fang[3], Yanan Geng[1]

(*1. College of Transportation Science and Engineering, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China; 2. College of Aeronautical Engineering, Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, China; 3. Aerospace Technology Research Institute, China Air Power Research and Development Center, Mianyang 621000, China*)

ABSTRACT: The hygrothermal environment has a significant impact on the mechanical properties of composite bolted joints. In this paper, static tensile tests were carried out under two environmental conditions: room temperature and dry (RTD) and 70 ℃ equilibrium moisture absorption (ETW), to analyze the static strength variation laws of composite bolted joints with three different pin-hole clearances of 0 mm, 0.2 mm, and 0.4 mm. Combined with scanning electron microscopy (SEM) test, the microscopic failure mechanism of the joints was revealed, and a finite element model was established to analyze the stress state around the holes of specimens with different pin hole clearances. The results show that both pin-hole clearance and hygrothermal environment have significant effects on structural strength. Compared with the specimens with a 0 mm clearance, the ultimate failure loads of the specimens with 0.2 mm and 0.4 mm clearances are decreased by 2.78% and 3.45%, respectively, under the RTD condition, and by 4.64% and 5.01%, respectively, under the ETW condition. By comparing the specimens with 0 mm, 0.2 mm, and 0.4 mm clearances, the ultimate loads under the ETW condition are decreased by 9.34%, 11.07%, and 10.81%, respectively, compared with those under the RTD condition. The damage around the holes in ETW environment is more severe, while the fracture surface of the substrate is relatively rough, the cracks are more obvious. And it could also find some fiber bundle pulling and fiber fragmentations. In the thickness direction of the laminated board, it could be noticed that there is less adhesive resin, and the fiber distribution morphology is relatively flat.

Keywords: composite; hygrothermal environment; bolt-hole clearance; bolted joint; single-lap single-bolt; static failure