

复合材料层合板沉头螺栓接头 拉伸性能试验与有限元仿真*

李小强,冯 丽,翟雨农,李东升,尹 玉,王 亮

(北京航空航天大学机械工程及自动化学院,北京 100191)

[摘要] 根据 ASTM 标准设计了复合材料沉头螺栓单钉单搭接接头拉伸性能试样,并完成试验件的制备和挤压性能试验。试验过程中采用非接触全场应变测量系统(VIC-3D)对载荷-位移曲线、表面应变场、沉头板上表面面外位移等试验数据进行了采集。基于 Abaqus/Standard 和 Abaqus/Explicit 模块建立了复材接头单向拉伸的静力隐式和动力显式三维有限元模型,利用模型搭接区域的变形对试验结果进行验证。采用静力隐式算法所得接头挤压刚度和层合板上表面末端面外位移与试验值的误差分别为 14.4% 和 20.5%;采用动力显式算法所得接头挤压刚度和层合板上表面末端面外位移与试验值的误差分别为 13.1% 和 11.9%。采用动力显式算法精度较高,而且其在接触建模时稳健性很强,可用于后续多钉连接接头以及整体壁板等大型复杂结构建模。

关键词: 复合材料层合板;沉头螺栓连接;动力显式算法;静力隐式算法;有限元分析

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2017.22.038



李小强

副教授、硕士生导师,2010 年北航博士后出站。从事飞机先进制造工艺与装备技术、材料精密塑性成形工艺与装备技术研究。目前主要围绕航空航天轻质结构精密成形与装配理论与技术进行研究。

复合材料由于高的比强度、比模量,好的抗疲劳性、耐腐蚀性、阻尼减震性以及优良的破损安全性等优点,被广泛应用于现代飞机结构中。复合材料在飞机上的应用已经由舱门、整流罩、安定面等次承力结构,向机翼、机身等主承力结构过渡,其用量和应用部位已成为衡量飞机先进性的重要指标。

由于机械连接方式具有能传递大载荷、易于装配、允许拆卸和检修、对环境影响不敏感等优势,故被广泛应用于飞机主承力构件连接中。此外,为了保证气动效率和隐身性,对于诸如蒙皮类的飞机结构,需使用沉头螺栓进行连接。

由于复合材料层合板在连接处可能会产生开孔、应力集中等缺陷,故机械拧紧接头通常是一个危险源。在螺栓连接的诸多形式中单搭连接最为常见,相较于双搭接头,

单搭接头的应力集中和强度降低更加显著^[1-3]。显然,沉头螺栓连接使复合材料层合板的应力分布更加复杂。因此,对复合材料沉头螺栓接头挤压性能进行研究很有意义。

由于沉头螺栓外形复杂,当使用隐式有限元算法建模时可能会导致严重的接触收敛问题。因此,本研究中,首先进行试样设计并开展试验;然后克服接触收敛问题,基于 Abaqus/Standard 模块建立复合材料层合板单钉、单搭连接的隐式有限元模型;最后基于 Abaqus/Explicit 模块建立该接头的准静态显式动力学模型;并且将两种模型所得结果与试验结果进行对比以验证两种模型的可靠性。

T300/QY8911 单钉连接挤压性能试验

1 试样结构与连接参数选择

接头试件材料为 T300/QY8911

* 基金项目:航空科学基金项目(2015ZE51056);国家自然科学基金项目(51205014)。

碳纤维双马来酰亚胺树脂复合材料层合板,试验选用 [45/0/-45/90]_{2S} 准正交各向同性铺层。该材料在某型军机上大量使用,其力学性能参数如表 1 所示。试件参考 ASTM D5961/D5961M^[4] 标准设计,几何尺寸如图 1 所示。为保持试验时上下夹头的对中性,在复合材料层合板夹持端粘有玻璃纤维/环氧树脂补偿片(Tab)。螺栓的选取参考航空标准 HB6510(光杆公差带 f9 抗剪型 100° 沉头钛合金高锁螺栓: $E=110\text{GPa}$, $\nu=0.28$), 螺母和垫片均为 #45 高强度钢,力学性能为 $E=210\text{GPa}$, $\nu=0.3$ 。

本次研究中,选取钉孔间隙“零”间隙、拧紧力矩 0.5Nm 配置作为试验和建模过程中的参数,以验证仿真模型的可靠性。

2 试验过程

2.1 试样制备

首先,按照 ASTM 标准,使用切割机将复材板切割成标准试件,并对其进行打磨使精度符合设计要求;然后使用定制的钻头和非标铰刀,采用先钻孔,再铰孔,最后镗窝的制孔工序进行制孔;制孔结束后,在试件末端粘贴玻璃纤维垫片;最后,对试件进行检测,确保试样无缺陷且孔径质量满足试验要求。此外,对每个试件进行超声 C 扫描,确认制备的试件空隙均匀、质量满足使用要求。

2.2 挤压性能试验

保持实验室温度在 23℃、相对湿度在 50% 左右,试验前将试样在该环境下放置 24h 以上。利用定矩扳手,设定安装力矩为 $0.5\text{N}\cdot\text{m}$ 对螺栓进行安装,安装螺栓后,对试件进行喷漆操作,喷漆后的试件如图 2 所示。

该试验在 MTS 万能试验机上进行,试验过程中试验机计算机记录拉伸过程的载荷-位移曲线,通过三维照相测量技术(3D DIC)获取并记录试件表面应变场和次弯曲数据,试验过程及设备如图 3 所示。

3 试验结果讨论

3.1 试验现象与分析

载荷施加初期,螺钉开始逐渐倾斜和旋转,螺栓沉头部分一侧“切入”复材层合板,伴随着试件缓慢出现翘曲,即发生“次弯曲”现象。载荷进一步施加,“次弯曲”现象明显,伴随着试件发出“噼啪”声,且频率逐渐增大。取下试件后发现试件发生了

挤压性破坏,螺栓对孔壁的挤压使复合材料层合板孔周纤维和基体遭到破坏,形成表面“鼓包”并使得孔壁区域失效,如图 4 所示。

3.2 载荷-位移曲线

试验所获得的载荷-位移曲线如图 5 所示。载荷施加初期,由于螺栓预紧力的作用,上、下板表面之间

表 1 材料力学性能参数

材料	E_{11}/GPa	E_{22}/GPa	E_{33}/GPa	G_{11}/GPa	G_{22}/GPa	G_{33}/GPa	ν_{12}
层合板	135	8.8	8.8	4.47	4.47	3.00	0.33

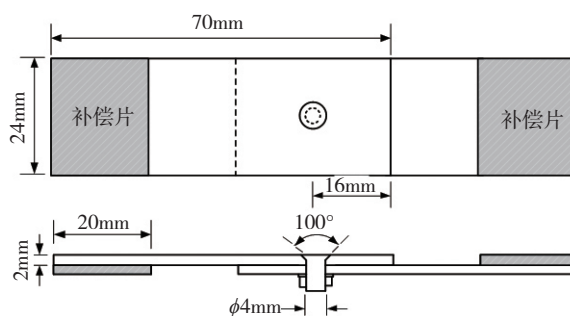


图 1 试件几何尺寸

Fig.1 Specimen geometry



图 2 喷漆后的试件

Fig.2 Specimen after painting

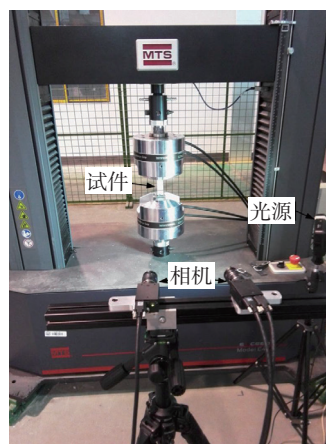


图 3 试验机和 3D 照相测量系统

Fig.3 Testing machine and VIC-3D

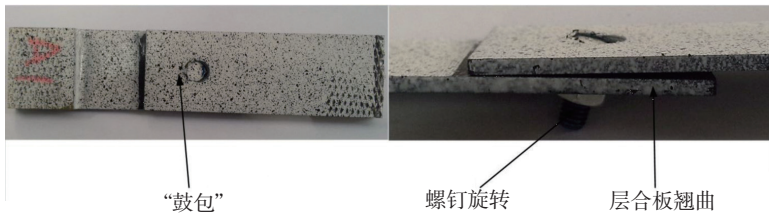


图4 试验后的试件
Fig.4 Specimen after testing

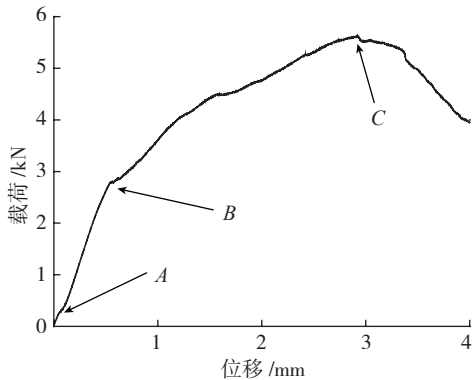


图5 试件的载荷-位移曲线
Fig.5 Reaction force plotted against displacement of specimen

为静摩擦, A 点静摩擦达到最大; 随着载荷增大, 由于钉孔间隙的存在, 上、下层合板发生相对滑动, 二者之间的摩擦转变为滑动摩擦, AB 段的斜率减小, 处于线弹性阶段, 此时钉孔间隙逐渐减小, 接头最终处于孔挤压变形阶段; B 点之后, 层合板开始发生损伤, 接头刚度降低, 纤维束的不连续断裂导致曲线发生轻微的“抖动”, 故 BC 之间为非线性段; C 点曲线达到最高点, 该点所对应接头的挤压应力即为接头的挤压强度; C 点之后, 层合板损伤快速扩展, 接头的刚度和承载能力迅速下降。

3.3 层合板表面应变

在上述试件载荷位移-曲线的线性段 (AB 段) 取一时刻进行分析, 当外载荷为 1.5kN 时, 接头处于线弹性范围内, 此状态下的挤压应力约为接头 2% 偏移时挤压强度的 50% 。观察此时复合材料沉头连接接头上板上表面沉头孔孔周的纵向应变场, 如图 6 所示。沿孔周内壁提取纵向应变随与 X 轴正向夹角 θ 变化曲线如图 7 所示。

层合板所受载荷导致的纵向应

变主要集中在孔周区域, 其他区域应变较小, 这与试验时肉眼所观察到孔周区域发生失效相一致。孔受挤压一侧为正应变, 另一侧为负应变, 说明孔壁在承受挤压载荷。正应变和负应变的最大值分别出现在趋近孔壁处, 随着载荷的增大, 孔周应变最终超过层合板许用应变, 层合板发生挤压失效。

在外载荷为 1.5kN 时, 复合材料沉头连接接头上板上表面沉头孔孔周的纵向应变场如图 8 所示。沿孔周内壁提取纵向应变随与 X 轴正向

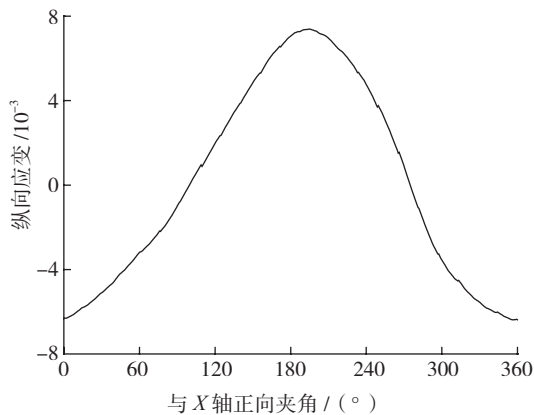


图7 孔壁处纵向应变沿孔周周向变化曲线
Fig.7 Longitudinal strain curve along the circumference of hole at the hole wall

夹角 θ 变化曲线, 如图 9 所示。

观察可知, 层合板上表面的横向应变最大值出现在孔壁受挤压侧, 最小值出现在其对面位置。然而层合板孔周横向应变的分布并不是严格的对称, 这是由于复合材料本身铺层角度导致的层合板力学性能各向异性引起的。对比层合板孔周的纵向应变场可知, 在挤压受载时, 孔周横向应变值显著小于纵向应变值。

单钉连接接头拉伸过程仿真建模

1 静力隐式有限元建模 (Abaqus/Standard)

1.1 网格划分、边界条件及载荷施加
单钉单搭接头的有限元模型如图 10 所示。由于二次单元在处理接

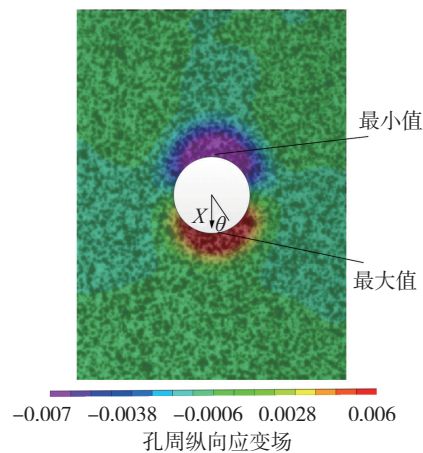


图6 上板上表面孔周纵向应变场
Fig.6 Longitudinal strain field on the upper surface of the upper plate

触问题时精度极差,因此为获取正确的接触力应选用线性连续六面体单元。然而线性单元的边不能弯曲,这就意味着在弯曲载荷下单元会产生剪切变形,导致单元过于刚硬,模型在宏观上表现为挠度变小。非协调模式(incompatible modes)单元能有效地克服这个问题,但是计算效率较低。而减缩积分(reduced-integration)单元在弯曲载荷下也不易发生单元过于刚硬的问题,还能显著提高计算效率,但是线性减缩积分单元过于柔软,会引起模型严重的网格畸变。因此,在孔周高应力梯度区域采用线性非协调模式完全积分单元(C3D8I),在其余区域采用计算效率更高的线性减缩积分单元(C3D8R)。

在模型中将层合板进行分割,厚度方向上每一铺层划分一层单元,在搭接区域将层合板细化分块,为了精确地获取孔周的高应力梯度,将孔周的网格高度细化。然而,网格的细化使计算时间急剧增加,这严重影响模型的计算效率,因此在其他区域采用较为“粗糙”的网格。在孔周沿径向采用单向偏移种子布局,使得离孔越近的网格越细,越远网格越粗。在层合板的非搭接区域划分更加“粗糙”的网格,使用绑定约束使搭接区域和非搭接区域成为一个整体。

图10中还给出了边界条件的设定。将左端的层合板和补偿垫片的端面固定,在另一端的端面施加位移载荷,模拟试验中夹头的运动。模型中为了输出右端面的反作用力,将右端面节点的运动耦合到参考点上。将螺栓的拧紧力矩0.5Nm换算成螺栓预紧力625N^[5],在初始分析步中施加螺栓的预紧力。螺栓的预紧力是通过“螺栓载荷”(bolt load)工具施加在螺栓垂直于旋转轴的截面上,目前Abaqus/Standard求解器提供这一方法。

1.2 接触模型

模型中的接触通过在相互接触的面之间定义接触对来实现。有限

滑移中为避免接触不收敛,对接触面进行表面自动光滑处理。接触对中尖角处的形状突变会导致接触面发生不连续,因此将接触面划分为若干接触对,各接触对的主从面设置如图11所示。

由于螺栓和孔采用的是f9/H7 ISO配合,因此螺栓的直径为3.960~3.990mm,孔的直径为

4.000~4.012mm,因此钉孔间隙量可能为0.010~0.052mm,取其中间值0.031mm作为模型的初始钉孔间隙量。模型中使用罚函数摩擦公式定义接触面间的摩擦系数:层合板与层合板间摩擦系数 $\mu=0.4$ ^[6];层合板与垫圈间摩擦系数 $\mu=0.3$ ^[7];层合板与螺栓以及螺栓和垫圈间摩擦系数 $\mu=0.1$ ^[6]。

由于沉头螺栓接头的几何形状

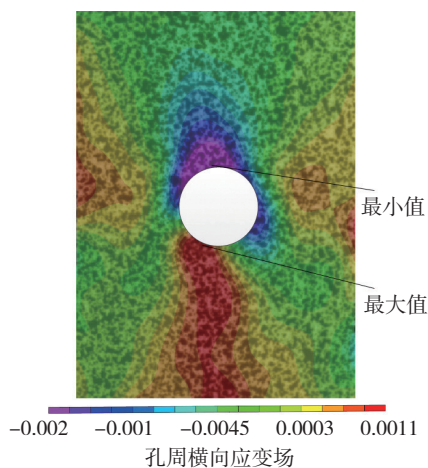


图8 上板上表面孔周横向应变场

Fig.8 Transverse strain field on the upper surface of the upper plate

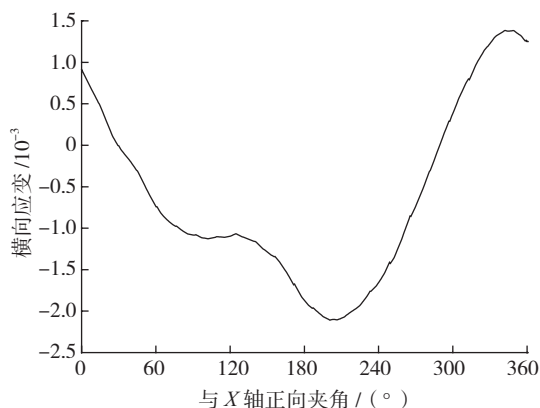


图9 孔壁处横向应变沿孔周周向变化曲线

Fig.9 Transverse strain curve along the circumference of hole at the hole wall

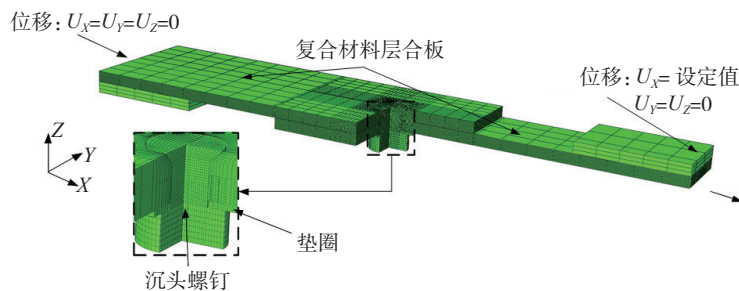


图10 有限元模型(XY方向剖面)

Fig.10 Finite element model (XY direction cut)

并不规则,这给模型接触收敛带来了相当大的困难。接触颤是影响收敛的最主要的问题,在一次迭代中,从面节点的接触状态在开放和闭合中反复地发生变化,导致“严重不连续迭代”,从而影响计算的收敛。使用自动过盈接触限度会有助于解决接触收敛问题。引入接触控制,选择合适的接触稳定系数和阻尼参数能有效解决接触不收敛问题。使用非对称求解器,设定刚度缩放因子和相对穿透容限也有助于接触收敛,此外,有限元建模中的一些经验和技巧也能改善模型的接触收敛。诸如在螺栓和沉头孔等发生接触的几何不连续区域进行圆角过渡,将载荷逐步施加到模型上等改进措施都会增加模型接触收敛的稳健性。

2 动力显式有限元建模 (Abaqus/Explicit)

2.1 网格划分、边界条件及接触模型

由于非协调模式单元不能用于 Abaqus/Explicit 分析中,因此全部采用线性减缩积分单元(C3D8R)进行模拟计算。网格的划分、边界条件的选取以及主从面的设置均参考静力隐式有限元建模过程。由于接触建模时,显式动力学方法较隐式算法具有很强的稳健性,因此不会遇到隐式建模中的接触难题。

2.2 载荷施加

目前,显式动态求解器中不能使用“bolt load”这一工具,因此采用“降温法”来模拟螺栓的预紧力。McCarthy 等^[8]和 Ireman^[9]基于同样的原理,采用“升温法”模拟螺栓的预紧力取得良好的效果。由于显式动态求解器多用于求解动态问题,因此初始增量步很小,采用准静态的试验加载速率将会产生非常大的计算量。适当缩短分析步的时间并且选取合适的质量缩放因子能起到很好的“加速”效果。为了在施加位移载荷时可以平稳地建立模型接触,故采用图 12 所示的加载曲线进行加载。

有限元仿真与试验对比讨论

1 接头变形

图 13 给出了采用动力显式算法所得接头的整体变形和孔周应力云图。此时的外载荷为 1.5kN,接头处于线弹性范围内,此状态下的挤压应力约为接头 2% 偏移时的挤压强度的 50%。可以明显看出,单搭接接头的两个特征为次弯曲和螺栓旋转,这与拉伸试验所看到的接头变化是一致的。复合材料层合板各个铺层应力分布差异明显,层合板孔周出现应力集中,上板通孔区域挤压处出现应力最大值。

2 载荷响应曲线

图 14 是通过试验和分别采用隐式、显式求解器所得到的接头载荷 - 位移曲线,将 3 条曲线进行对比,发现这两种模型在线弹性阶段都给出了与试验一致的接头力学响应曲线,这说明有限元模型及所采用的接触算法是可靠的。接头的载荷 - 位移曲线可以作为挤压应力 - 挤压应变曲线的参考,根据线弹性阶段曲线的斜率可以计算出采用显示求解器和隐式求解器所得接头挤压刚度与试验值偏差分别为 13.1% 和 14.4%。仿真所得载荷 - 位移曲线在试验曲线的左上方,这是因为试件切割、制孔等制备过程会对复合材料层合板有初始损伤,导致所

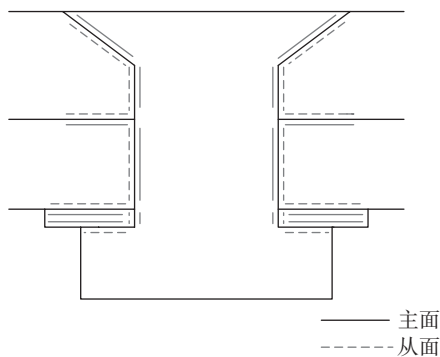


图11 主从面设置

Fig.11 Master and slave surfaces used to define contact pairs

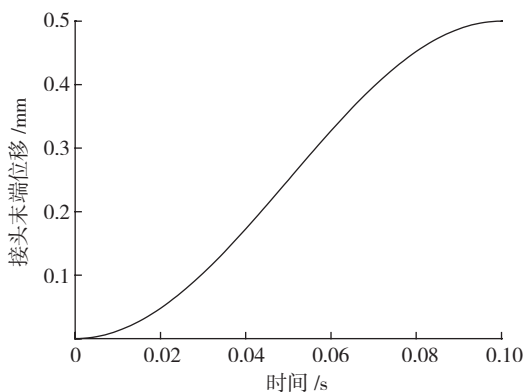


图12 接头末端位移平稳加载曲线

Fig.12 Smooth application of displacement to joint end

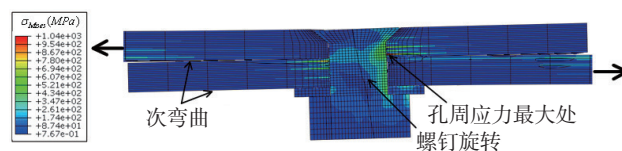


图13 载荷1.5kN接头变形和孔周应力云图 (剖面图)

Fig.13 Deformation of the Abaqus/Explicit joint model at 1.5kN load, showing secondary bending and bolt rotation, with half of the model removed for clarity

测试件刚度降低^[10]。

3 层合板次弯曲

层合板的次弯曲是由于单搭接接头的载荷偏心所致,次弯曲通常会降低接头的刚度并引起周围的飞机结构发生变形^[11]。试验和仿真所获得的沉头板上表面面外位移(U_3 方向)云图如图 15 (a)所示,沿其中所示路径提取面外位移随 X 坐标变化曲线如图 15 (b)所示。约在 $\geq 54\text{mm}$ 区域(即孔中心到层合板自由端)内,层合板 z 向位移为正值;在 $\leq 54\text{mm}$ 区域内,层合板 z 向位移为负值。层合板左右端次弯曲并不完全相同,这是由复合材料层合板中包含偏轴铺层引起的材料性能的各向异性导致的。有限元模型所得到的反映沉头板次弯曲的云图和曲线与试验吻合良好。采用显式求解器和隐式求解器所得层合板上表面($x=70\text{mm}$ 处)面外位移和试验值的误差分别为 11.9% 和 20.5%。层合板材料性能的各向异性还会引起孔周以及厚度方向接触应力的不对称性。此外,层合板沉头制孔以及其他制造偏差都可能影响到层合板的次弯曲。

4 上板表面应变场

图 16 所示是载荷 1.5kN 时上板上表面纵向(X 方向)应变云图,其中图 16 (a)为试验所得的工程应变,图 16 (b)和图 16 (c)分别为采用隐式算法和显式算法所得真实应变云图。小应变状态下工程应变与真实应变的差异很小。

图 17 所示是载荷 1.5kN 时上板上表面横向(Y 方向)应变云图,其中图 17 (a)为试验所测得工程应变,图 17 (b)和图 17 (c)分别为采用隐式算法和显式算法所得真实应变云图。

根据试验以及模拟结果的对比如可知,静力隐式和动力显式有限元模型所得到的上板上表面的应变场和试验所得到的应变场变化趋势一

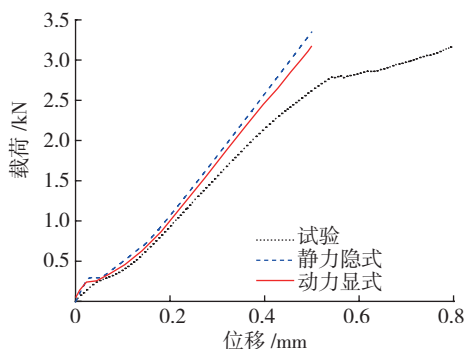


图14 试验和仿真的载荷-位移曲线

Fig.14 Reaction force plotted against displacement of experiment and simulation

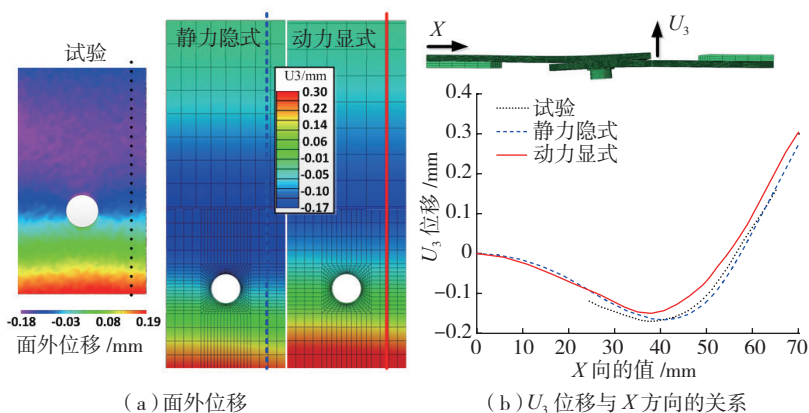


图15 载荷1.5kN时试验(DIC)和仿真次弯曲对比

Fig.15 Comparison between secondary bending of experiment (DIC) and simulation at a load level of 1.5kN

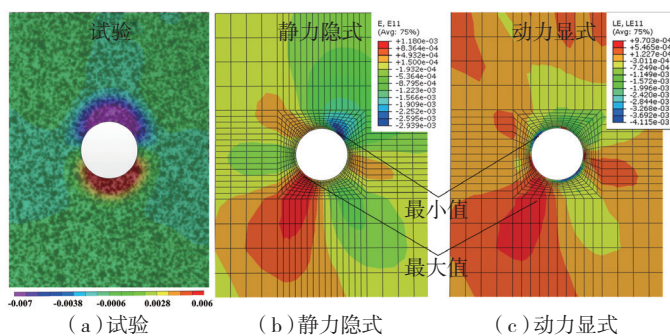


图16 上板上表面纵向应变场

Fig.16 Longitudinal strain field on the upper surface of the upper plate

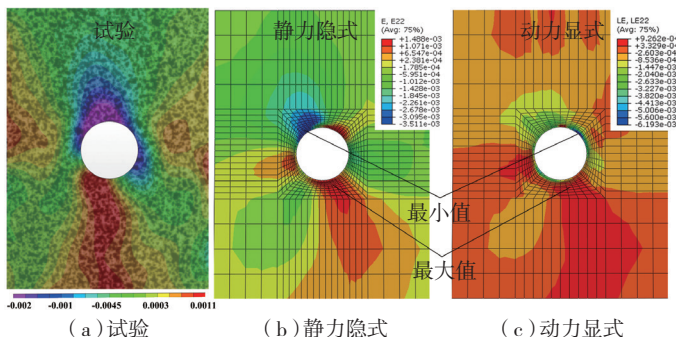


图17 上板上表面横向应变场

Fig.17 Transverse strain field on the upper surface of the upper plate

致,但数值上有一定差距。

结论

(1) 根据 ASTM 标准设计并完成了复合材料层合板沉头螺栓单钉单搭连接挤压性能试验,得到了试件接头载荷-位移曲线,并采集了试件上表面应变场和沉头板上表面面外位移。

(2) 基于 Abaqus/Standard 和 Abaqus/Explicit 模块分别建立了复合材料层合板单钉单搭沉头螺栓连接的静力隐式和动力显式有限元模型,并获取了接头变形及孔周应力变化云图、载荷响应曲线、沉头板上表面面外位移及其上表面应变场云图等数据。

(3) 采用动力显式算法所得接头挤压刚度和层合板上表面末端面外位移与试验值的误差分别为 13.1% 和 11.9%,采用静力隐式算法所得接头挤压刚度和层合板上表面末端面外位移与试验值的误差分别为 14.4% 和 20.5%,动力显式算法得到的模拟结果稳健性更强。两种建模方法采用了不同的预紧力施加方

法和不同的求解器,都得到了与试验吻合的载荷-位移曲线、上板上表面应变场和次弯曲结果,验证了模型的可靠性。

参考文献

[1] HART-SMITH L J. Bolted joints in graphite/epoxy composites: NASA-CR-144899[R]. Washington: NASA, 1976.

[2] SHYPRYKEVICH P. Characterization of bolted joint behavior: MIL-HDBK-17 accomplishments at standardization[J]. Journal of Composites Technology & Research, 1995, 17(3): 260-270.

[3] EKH J. Multi-fastener single-lap joints in composite structures[D]. Stockholm: Royal Institute of Technology, 2006.

[4] ASTM International. Standard test method for bearing response of polymer matrix composite laminates: ASTM Standard D5961/D5961M-96[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2013.

[5] 张振华, 应秉斌, 矫明. 螺栓拧紧力矩的确定方法及相关探讨[J]. 化学工程与装备, 2009(8): 105-107.

ZHANG Zhenhua, YING Bingbin, JIAO Ming. Method of determining the tightening torque of the bolt and related discussion[J]. Chemical Engineering & Equipment, 2009(8): 105-107.

[6] MCCARTHY M A. An experimental study of both hole clearance effects in single-lap, multibolt composite joints[J]. Journal of Composite Materials, 2005, 39(9): 799-825.

[7] TAY T E, LIU G, TAN V B C, et al. Progressive failure analysis of composites[J]. Composite Material, 2008, 42(18): 1921-1966.

[8] 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 Structure, 2005, 71(2): 140-158.

[9] IREMAN T. Three-dimensional stress analysis of bolted single-lap composite joints[J]. Composite Structure, 1998, 43(3): 195-216.

[10] PERSSON E, ERIKSSON I, ZACKRISSON L. Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composite laminates[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 1997, 28(2): 141-151.

[11] EKH J, SCHÖN J, MELIN L G. Secondary bending in multi fastener, composite-to-aluminium single shear lap joints[J]. Composites Part B: Engineering, 2005, 36(3): 195-208.

通讯作者: 李小强, E-mail: lixiaoqiang@buaa.edu.cn.

Extruding Performance Test and Finite Element Simulation of Countersunk Composite Joint

LI Xiaoqiang, FENG Li, ZHAI Yunong, LI Dongsheng, YIN Yu, WANG Liang

(College of Mechanical Engineering and Automation, Beihang University, Beijing 100191, China)

[ABSTRACT] A testing of tensile property of countersunk composite single-hole and single-lap joint based on the ASTM standard was designed and completed. During the test, the experimental data such as load-displacement curve, surface strain field and displacement outside of upper surface were collected by non-contact field strain measurement system (VIC-3D). The unilateral stretching static implicit and dynamic explicit 3D finite element models of the composite joint are established based on the Abaqus/Standard and Abaqus/Explicit respectively. The test results are verified by the deformation of the lap region. Compared to the test results, when using dynamic explicit algorithm, the error of squeezing stiffness of the joint and the out-of-plane displacement of upper surface are 13.1% and 11.9% separately. While using static implicit algorithm, the error are 14.4% and 20.5% respectively. Therefore, the dynamic explicit algorithm is more accurate, and there is strong reliability on contact modeling, which can be applied to multi-hole joint and some large complex structures modeling for example the integral panel modeling subsequently.

Keywords: Composite laminate; Countersunk connection; Dynamic explicit algorithm; Static implicit algorithm; Finite element analysis

(责编 逸飞)