

文章编号: 1000-3851(2010)02-0161-08

基于粘聚区模型的含填充区复合材料接头失效数值模拟

崔浩¹, 李玉龙^{*1}, 刘元镛¹, 郭嘉平², 许秋莲²

(1. 西北工业大学 航空学院, 西安 710072; 2. 成都飞机设计研究所, 成都 610041)

摘要: 建立了 I 型与 II 型失效模式耦合的粘聚单元本构模型, 并通过模拟双悬臂梁实验进行了验证。将粘聚单元插入填充区任何 2 个实体单元之间, 预测填充区的随机裂纹, 模拟了接头在拉伸载荷下的失效。计算了复合材料基体、界面胶膜、填充物 3 者不同强度、填充区半径、填充物刚度等多种情况下接头的拉伸失效。计算结果表明: 复合材料基体、界面胶膜、填充物 3 者的强度显著影响接头的承载能力与失效模式; 随着填充区半径增大, 结构承载能力也随之提高。试验结果验证了模拟结果。

关键词: 层合板; 分层; 粘聚区模型; 混合模式; 随机裂纹

中图分类号: TB330.1 **文献标志码:** A

Numerical simulation of composites joints failure based on cohesive zone model

CUI Hao¹, LI Yulong^{*1}, LIU Yuanyong¹, GUO Jiaping², XU Qiulian²

(1. School of Aeronautics, Northwestern Polytechnical University, Xian 710072, China;

2. Chengdu Aircraft Design Institute, Chengdu 610041, China)

Abstract: The cohesive zone model (CZM) was employed to simulate the delamination and random crack initiation in composite joints. A bilinear cohesive law incorporating mode I, II and mixed mode was presented, which was validated by the simulation of double cantilever beam (DCB) test. Cohesive elements were inserted into the space between every two solid elements to predict the random crack initiation in the filler at the root of the composite joint. The composite joint was simulated under pull-off load, and the numerical result is in good agreement with experimental one. In addition, a series of simulation was carried out under different conditions, i. e. different strength of matrix and adhesive, different radius and different filler property. The numerical result shows that the strengths of matrix, adhesive and filler have great influence on the loading capability and the failure modes of the composite joint. The performance of the structure increases with increasing the filler radius.

Keywords: laminates; delamination; cohesive zone model; mixed mode; random crack

碳纤维复合材料具有高刚度、高强度、低密度等诸多优点, 在航空器上的应用日益广泛。复合材料接头是一种典型的结构单元, 用于相互垂直各面之间载荷的传递, 例如在机翼盒段, 将翼面气动力等传递给翼肋与翼梁腹板等。接头根部的圆弧过渡区(如图 1), 是整个结构最薄弱的部位^[1]。该部位由圆弧外围的复合材料层合板与内部的填充物胶接成型, 在拉伸载荷下, 层合板内部可能分层, 层合板与填充物界面间可能脱胶, 填充物内部也可能有裂纹产生。大量的试验结果表明, 圆弧区的设计参

数包括圆弧半径以及填充物的材料性质等, 对接头的承载能力与失效模式都有不同程度的影响。利用数值模拟手段分析复合材料层合板的失效, 评价影响结构性能的各项参数, 对于改进接头的设计具有重要的指导意义。

复合材料层合板失效的数值模拟已经取得较多成果。赵丽滨等^[2]应用最大应力准则, 预测结构的初始失效载荷; 王丹勇等^[3]发展了一种面内静拉伸三维逐渐损伤模型, 预测了层合板螺栓接头的静拉伸强度; 基于断裂力学理论的虚拟裂纹闭合技术

收稿日期: 2009-04-16; 收修改稿日期: 2009-08-12

基金项目: 国家自然科学基金(10932008)

通讯作者: 李玉龙, 博士, 教授, 研究方向: 材料与结构的动力学响应、振动疲劳、复合材料力学性能等 E-mail: liyulong@nwpu.edu.cn

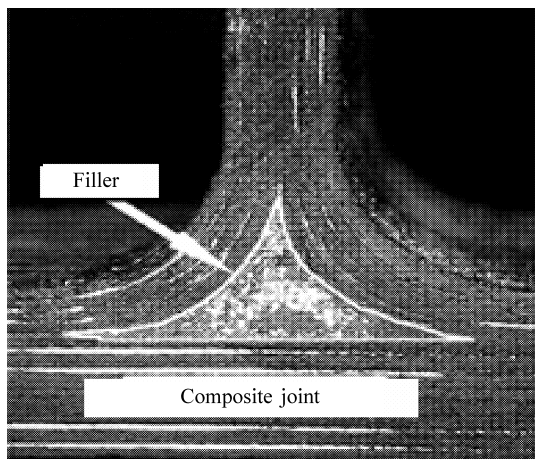


图 1 复合材料接头
Fig. 1 Composite joint

(VCCT)^[4]应用较多:王蔓等^[5]研究了在压缩载荷作用下复合材料格栅加筋板的分层扩展过程; Dharmawan F 等^[6]建立了包含填充区的复合材料接头数值模型,分析了不同位置损伤对结构性能的影响。VCCT 方法可以预测复合材料的极限强度与损伤扩展,但在计算中需要预先定义裂纹的几何信息,不能用于无缺陷结构的失效分析。相比之下,粘聚区模型技术由于不需要预制裂纹,近年来得到了越来越广泛的应用^[7-13], Balzani 等^[7]利用壳模型分析了拉伸载荷下复合材料接头的分层扩展; Denis D R Cartie 等^[8]建立了含填充区的三维模型,预测了复合材料接头在拉伸载荷下的极限强度与失效模式。虽然对接头失效的数值模拟,所预测的结构承载能力与实际试验比较接近。然而目前所采用的计算模型大多不能预测填充区的随机裂纹扩展,因此在模拟裂纹起裂与扩展模式方面与实际试验差异较大。

本文作者应用粘聚区模型技术,将复合材料的分层、胶接界面的失效、填充物的开裂同时纳入分析过程,考虑了拉应力与剪应力耦合作用下的失效模式,预测了拉伸载荷下接头的失效过程。针对不同的复合材料基体以及胶模强度、圆弧区半径、填充物刚度,分析了上述参数对于结构承载能力的影响。

1 粘聚区模型(CZM)

应用粘聚区模型技术模拟结构失效的方法:在预计的裂纹或分层路径上布设一层粘聚单元,该单元上下表面与相邻单元连接,当载荷增大到临界点

时单元开始失效,刚度逐渐退化,并在刚度为零,即完全失效后删除,从而预测损伤的起始与扩展。由于复合材料的层间强度比面内强度低很多,失效模式以分层失效为主,裂纹扩展路径相对固定,因此很适宜用粘聚区模型来预测裂纹的扩展。为确定粘聚单元失效以及刚度降阶的具体模式,需要定义粘聚单元在界面载荷下的力-位移关系,即损伤起始与演化的本构方程。本文中采用双线性的本构方程^[7, 9],它包括了未损伤前的线弹性阶段与损伤发生之后的刚度线性退化阶段,物理意义明确,分析也最方便。

双线性的本构模型直观地定义为粘聚单元(胶体)的应力与位移间的关系如图 2 所示。 K_0 表示初始的单元刚度; σ^0 表示材料的强度极限; $(1-D)K_0$ 表示材料包含损伤 D 后的实际刚度。粘聚单元在损伤前是线弹性的,应力随着胶体位移的增加而线性地增加(即图 2 的上升段)。当材料的应力或者应变达到极限时,刚度开始降阶,相应地承载能力降低,单元开始损伤演化。本文中应用二次交互应力判据确定材料损伤起始的临界点^[7, 9]:

$$\left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_n^0}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_t^0}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_s}{\sigma_s^0}\right)^2 = 1 \quad (1)$$

式中: σ_n^0 为粘聚单元的法向拉伸强度; σ_t^0 、 σ_s^0 分别代表垂直于裂纹面的 2 个剪切强度; $\langle \rangle$ 含义为 $\langle a \rangle = (a + |a|)/2$,该符号表示假定压缩位移不会对单元失效产生影响。

一旦材料达到损伤起始判据(1)以后,材料的刚度开始降阶。与常规材料的损伤演化相似,此处引入一个损伤变量 D ,从全局上描述材料的损伤。该变量的初始值为零,一旦损伤开始,在后续载荷的作用下,由 0 逐渐增长到 1。当 $D=1$ 时,表示材

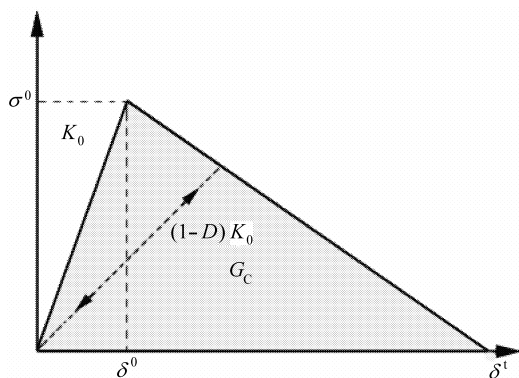


图 2 双线性本构模型
Fig. 2 Bilinear cohesive-law

料完全失效, 单元被删除, 即有新的裂纹产生。

在混合模式下, 为判断材料何时完全失效, 引入如下判据:

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^2 + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^2 + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^2 = 1 \quad (2)$$

式中, $G_{ic}(i=I, II, III)$ 分别代表了在纯 i 型载荷下, 材料单位长度的临界应变能释放率。当公式左边等于 1 时, 即表示单元完全失效, 从而被删除, 得到新的裂纹。

为检验 CZM 的可行性, 对复合材料的双悬臂梁试验进行了数值模拟。试样长 210 mm, 宽 20 mm, 在左侧界面间预制 45 mm 长的分层。上下复合材料板均为 12 层 0° 铺层, 各 0.125 mm 厚; 中间界面采用厚度为 0.0125 mm 的胶体; 材料为碳纤维增强树脂基 IM7/8552 复合材料, 其材料性能如表 1 所示^[14]。

表 1 IM7/8552 材料性能

Table 1 Mechanical property of IM7/8552 composite

E_{11}/MPa	E_{22}/MPa	G_{12}/MPa	G_{23}/MPa	ν_{12}	$G_{IC}/(\text{J}\cdot\text{mm}^{-1})$
144000	7700	5900	5900	0.3	0.27

2 计算模型

2.1 几何模型

本文中接头由 3 个层合板胶接固化而成(见图 3), 层合板材料为 T700/QY8911, 界面采用胶膜胶接共固化而成。接头长 200 mm, 高 120 mm, 宽 50 mm。接头根部为圆弧过渡区, 内部为填充物。工程上常用的填充物为单向带或泡沫胶, 填充物周边通过胶膜与层合板连接。其中子层 1、2 层合板的铺层为 13 层, 其铺层次序为 $(-45/0/45/90/-45/0/90/0/45/90/-45/0/45)$, 厚度 1.5 mm。子层 3 层合板的铺层为 32 层, 其铺层次序为 $(45/0/-45/90/0/45/0/-45/90/0/45/0/-45/0/45/-45)_s$, 厚度 4 mm。

由于采用全尺寸试样进行分析时, 结构尺寸较大, 而粘聚单元又要求网格划分比较精细, 导致单元数量多, 计算成本高, 因此本文中所采用的计算模型在宽度方向取 0.5 mm。由于实际试样的约束条件与载荷沿宽度方向是一致的, 在不考虑自由边界效应等影响时, 近似认为应力分布沿宽度方向是一致的。Campilho 等^[15]应用二维粘聚区模型模拟复合材料的分层失效, 同样得到了合理的结果。

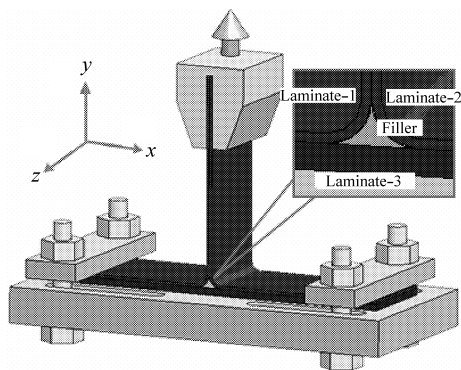


图 3 试样几何形状和试验条件

Fig. 3 Specimen geometry and test configuration

2.2 单元划分

复合材料层合板采用八节点连续体壳单元进行网格划分(见图 4)。复合材料失效模式以分层为主, 观察试验件的失效模式发现, 层合板在靠近胶接界面处容易失效。为模拟复合材料层合板内部的失效, 在靠近层合板胶接界面的各铺层间定义一层厚度为 0.005 mm 的 Cohesive 单元(如图 5 所示)。在层合板间界面上用厚度 0.01 mm 的粘聚单元模拟胶膜。

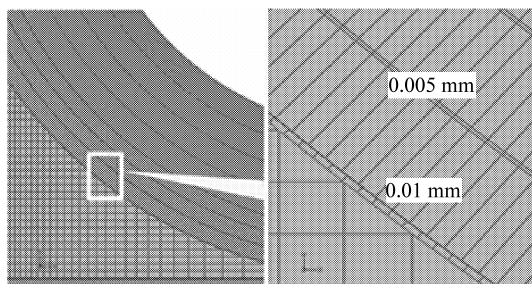


图 4 圆弧区的网络划分

Fig. 4 Element discretization in circle

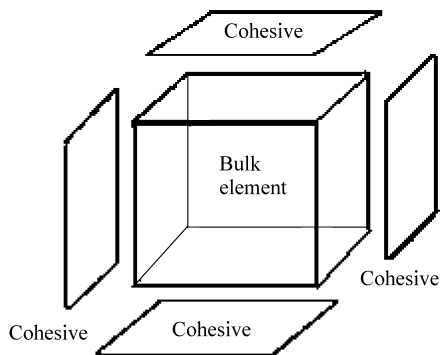


图 5 Cohesive 单元插入方式

Fig. 5 Cohesive element insert mode

与层合板的分层失效不同, 填充区没有相对固定的裂纹扩展路径。本文中分 2 种情况分别建模分析: (1) 不考虑填充区的失效, 用常规三维八节点实体单元进行网格划分, 只能分析填充区边缘的失效模式; (2) 包含填充区的失效, 为了预测该区域的随机裂纹扩展, 采用粘聚单元进行了网格划分(见图 6 COH3D8)。该区域首先用三维八节点实体单元(见图 6 C3D8R)进行离散, 然后对实体单元的节点进行重复编号, 以共享节点的方式在各实体单元间生成零厚度的粘聚单元(见图 6)。由于粘聚单元与周围实体单元具有公用节点, 因此实现了各单元之间力的传递与位移的协调。任何 2 个实体单元间都可以有裂纹产生, 可以模拟随机裂纹的形成与扩展。

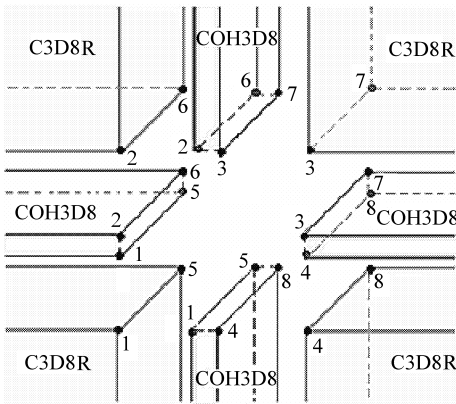


图 6 Cohesive 单元的节点分布
Fig. 6 Distribution of cohesive nodes

2.3 材料参数

基体 QY8911 的临界应变能释放率(即粘聚单元的 G_c)可由文献[16]得知。关于粘聚单元的极限强度, 参数缺乏, 相关试验也很少。大多数研究是由经验或者从数值计算的稳定性出发, 人为给定一个参数^[7, 10]。由于复合材料层合板的面内与层间的强度差异较大, 裂纹扩展路径相对固定, 文献[13]表明, 极限强度值对计算结果的影响较小。本文中计算所采用的粘聚单元力学性能见表 2。复合材料层合板间通过 QY8911 胶模胶接共固化。假定 QY8911 胶模与 QY8911 树脂基体具有相同的力学

表 2 粘聚单元力学性能

Table 2 Mechanical property of cohesive element

$E_{11}/$ MPa	$G_{13}/$ MPa	$G_{23}/$ MPa	$\sigma_n^0/$ MPa	$\sigma_{s/t}^0/$ MPa	$G_{1c}/$ ($J \cdot mm^{-1}$)	$G_{IIc}/$ ($J \cdot mm^{-1}$)
3000	1150	1150	10	15	0.252	0.665

性能。接头根部填充物杨氏模量为 3 GPa, 填充区内部粘聚单元的力学性能与基体相同。

3 计算结果与分析讨论

3.1 DCB 模拟结果

基于标准 Bernoulli 梁理论^[7], 可以得到拉力与张口位移的解析解见图 7。当 $G_{1c} = 0.27 J/mm$ 、胶体强度值为 25 MPa 时, 所预测的载荷-位移曲线见图 7 中曲线 1。与解析解对比可知, 数值解在未失效前的线弹性段, 斜率略低于解析解, 这与其他学者的研究结果相一致^[7, 12], 在损伤发生后两者吻合非常好。由此可知, 应用本文中的粘聚区模型技术模拟复合材料板的分层失效是可行的。分别改变胶体强度值与临界应变能释放率, 如图 7 所示。数值模拟曲线 2 与解析解的差别不大, 而数值模拟曲线 3 变化较大。由此可见, 胶体的 G_c 对数值模拟的结果起决定性作用。Turon 等^[13]的工作表明, 较低的胶体强度有助于改进数值计算的稳定性。因此可以通过调节胶体强度, 获得更好的计算效率。

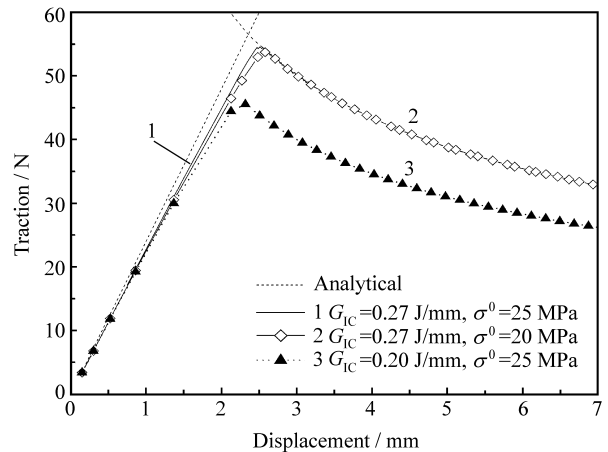


图 7 DCB 实验的数值模拟与解析结果
Fig. 7 Numerical result and analytical result of DCB test

3.2 接头计算结果

不考虑填充区失效, 对模型进行计算分析, 所预测的失效模式如图 8 所示。可见结构在层合板与填充区之间的界面开裂, 并导致结构失效, 与 Denis 等^[8]的计算结果很类似。与下文中的试验对比可知, 由于未考虑填充区开裂, 该模拟与试验结果差别较大。基于双线性本构方程, 可以计算出在结构开裂时各失效模式的能量释放率:

$$G = \frac{1}{2} \sigma^0 \delta^t \quad (3)$$

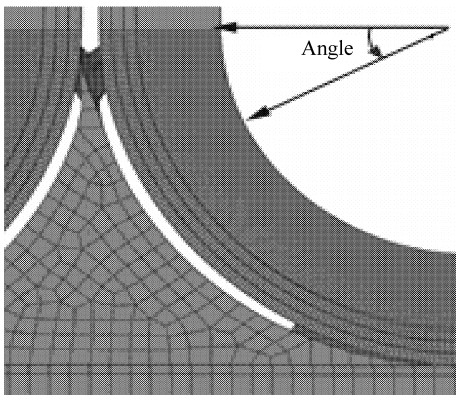


图8 填充区边缘的失效模式

Fig. 8 Failure mode of the joint around the filler

其中: σ^0 代表单元的极限强度; δ^1 代表单元完全失效时的位移。

填充区顶部最先起裂, 此处应力分布以 Laminate - 1 与 Laminate - 2 层合板界面的正应力为主; 当该处粘聚单元的正应力接近法向拉伸强度时(见式(1)), 刚度开始退化, 并最终失效被删除, 出现最早的裂纹。图 9 给出了在圆弧区边缘开裂时, 不同失效模式消耗的能量所占的比率。可见在圆弧顶部失效模式以 I 型断裂为主; 但是在圆弧中段 II 型模式所占的比例较大。因此填充区的断裂是 I 型与 II 型的混合模式。这一结论与 Dharmawan^[6]、Li^[17] 等关于填充区边缘的研究结果一致。因此, 在进行接头填充区失效分析时, 必须同时考虑 I 型及 II 型的失效。

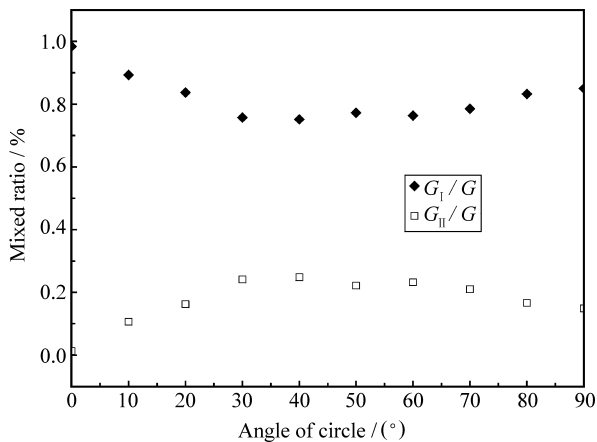


图9 G_I/G 和 G_{II}/G 沿接头填充区边缘的分布

Fig. 9 Distribution of G_I/G and G_{II}/G around the filler of composite joints

然后, 考虑填充区损伤, 对模型进行了计算分析, 所得到的载荷-位移曲线见图 10 中曲线 FEM -

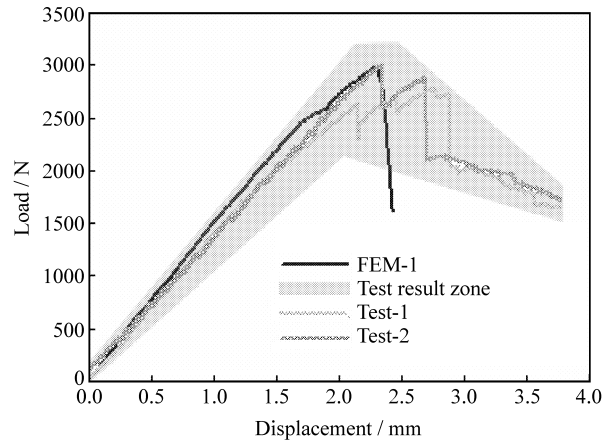


图 10 T700/QY8911 复合材料接头静态拉伸载荷-位移曲线

Fig. 10 Load - displacement curves of T700/QY8911 composite joint under pull-off load

1. 为验证本文中计算结果, 进行了共计 8 件试样的拉伸试验, 试验曲线的分布区域如图 10 所示, 并任意选取 2 条试验曲线和数值模拟结果进行比较 (Test - 1 及 Test - 2)。两者对比可见, 数值模拟曲线在接近极限载荷时提前出现了弯曲, 原因是此时部分胶体达到强度极限开始软化, 当刚度降阶的单元较多时, 影响了整个结构的载荷-位移曲线。数值模拟与实际试验的曲线在结构失效的后期有所不同。实际试样达到某个载荷水平后, 由于可视的裂纹扩展, 导致载荷有个突降, 随后在相当长的位移内仍然保持较强的承载能力, 在 Test - 1 中载荷还继续上升并超过了初始起裂载荷。数值模拟没有类似的台阶出现。对试验件在层合板及界面附近的断口观察, 发现裂纹扩展初期以脱胶与树脂基体开裂为主, 这类失效模式可由粘聚单元模拟; 但是在结构失效后期, 裂纹扩展界面上有大量的纤维桥连, 并有纤维断裂与拔出等现象发生。而在目前的有限元模型里无法考虑这些因素, 导致结构失效后期数值模拟与实际结果差异较大。

实验结果所得到的失效模式存在分散性, 但主要以图 11 中所示的失效模式为主。选取典型试验件的破坏过程和数值模拟结果进行对比见图 11。失效过程如下: 裂纹首先在圆弧区的顶部产生, 并开始沿两子层的胶接界面向上扩展, 同时在圆弧区填充物的边缘向下扩展; 随后, 裂纹在圆弧区边缘中部向填充区扩展, 并导致填充区从中间裂开; 最后裂纹在填充区底部产生, 并导致复合材料的承载能力急剧降低, 直至失效。数值模拟结果与实际试

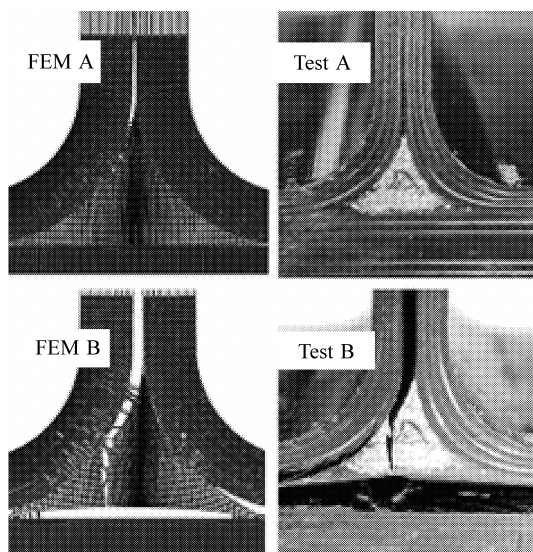


图 11 数值模拟和试验的失效模式对比

Fig. 11 Failure modes of the simulation and test

验基本一致。

3.3 接头参数对力学性能的影响

接头的设计参数包括：层合板性能、铺层角度及数量、界面胶膜、填充区半径、填充物性质等^[1, 18-19]。在结构的树脂基体以及各界面的胶接强度不同时，结构的起裂位置与裂纹扩展模式可能会有所不同，不同的填充区半径也会影响到结构的承载能力；此外，填充物刚度也对结构的失效模式有很大影响。为此，就上述参数对结构性能的影响进行了分析讨论。由于复合材料性能试验的分散性较大，若通过试验来得出相关结论，需要大量试验件，费用很高。本文作者利用前一章经过试验结果验证的接头数值模型，进行了一系列数值分析，旨

在对一些参数的影响给出指导性结论。

3.3.1 胶体强度对结构性能的影响

保持填充物力学性能不变，将界面以及树脂基体的强度与 G_c 降低，其对结构承载能力的影响见图 12，同时计算了只降低填充区的材料强度时的影响，并将二者进行了对比。可见复合材料基体以及界面胶体的性能对结构的影响更显著一些。因为即使填充区没有填充物，子层 1 与子层 2 仍是相对完整的结构，它们的水平部分与底部层合板胶接在一起，仍然可以传递较大的载荷。如果层合板性能很差，提早出现的分层与脱胶会导致承载能力的急剧降低。本文中粘聚单元并未插入到所有铺层的界面，因此所预测的承载能力的下降仍然是偏保守的。

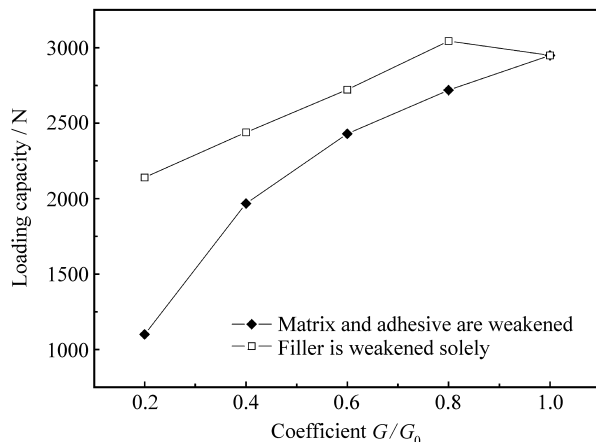


图 12 结构承载能力-胶体性能曲线

Fig. 12 Loading capacity - material strength curve

不同材料强度对结构失效模式的影响见图 13。当界面胶体偏弱时，结构以圆弧区边缘的脱胶失效

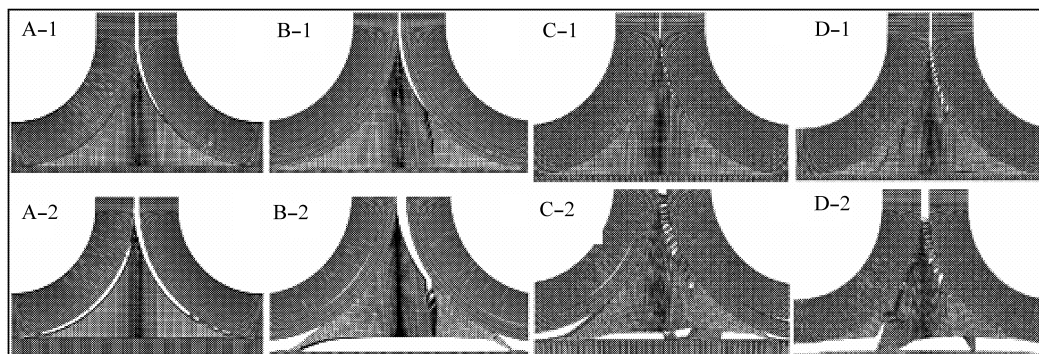


图 13 材料强度不同时的失效模式

Fig. 13 Failure mode in different material strength

(The strength and critical strain energy release rate of matrix and adhesive are reduced to 60% in A, and 80% in B, filler keeps constant; The strength and critical strain energy release rate of filler are reduced to 80% in C, and 60% in D, matrix and adhesive keep constant.)

为主, 填充物基本未失效(如图 13 - A); 当填充物性能不足时, 结构在填充区有大范围的损伤(如图 13 - D)。当基体以及胶接界面的强度的差别在 20% 以内时, 失效形式是基本一致的。可见当接头中上述三者的力学性能接近时, 复合材料接头在拉伸载荷下各处的应力分布, 对于接头的失效模式起主导的影响。

3.3.2 填充区半径及填充物刚度对结构性能的影响

为研究填充区半径以及材料性能对于 U 型结构承载能力的影响, 分别在半径 2、3、4、5 mm, 以及填充区杨氏模量分别为 30、300、3000、30000 MPa 的情况下, 进行了一系列对比数值分析。由图 14 可知, 在填充区刚度很小时, 半径对结构性能的影响不明显; 而对于其它较大的填充区刚度, 半径越大, 则结构的承载能力越高。而 Pei Junhou^[18] 以及 Hawkins G L 等^[19] 的研究同样表明, 增大填充区半径, 可有效降低接头根部的应力水平, 从而提高结构的承载能力, 这与本文中的结论相一致。因此, 在进行接头设计时, 在综合考虑结构增重等其它因素的情况下, 应尽可能选择较大的填充区半径。

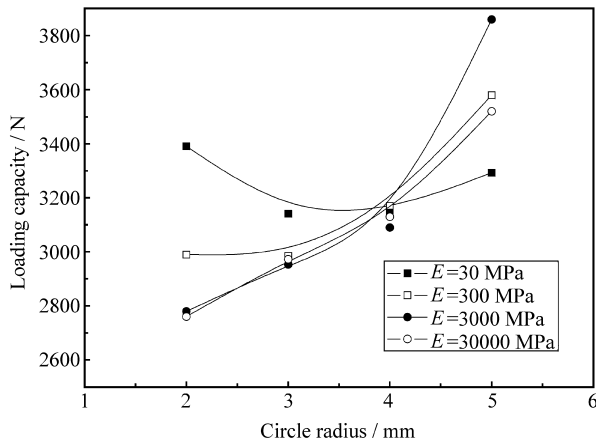


图 14 半径及填充物刚度对结构承载能力的影响

Fig. 14 Load capacity of joint with different radius and filler stiffness

当填充区材料刚度很小时, 由图 15 可以看到, 结构的失效模式发生了变化: 圆弧区边缘的两端首先起裂, 然后由底部逐渐向上扩展, 填充物没有开裂。观察圆弧区的应力分布可知, 在相同的位移载荷下, 相比填充物刚度很大的情况, 小刚度时填充区的应力幅值要小很多, 即填充物所承受的载荷很小, 两端界面胶膜的应力较大, 这种分布与刚度较

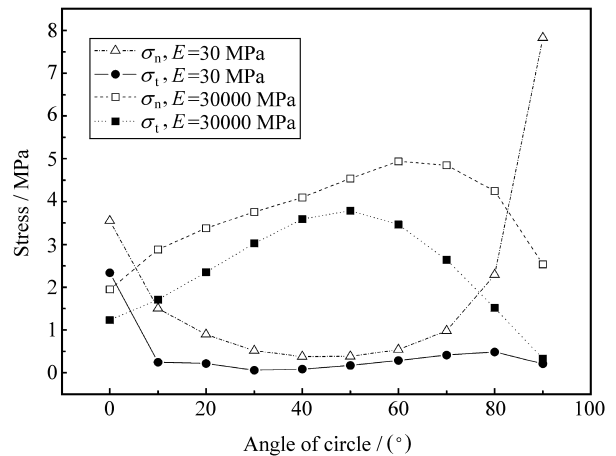
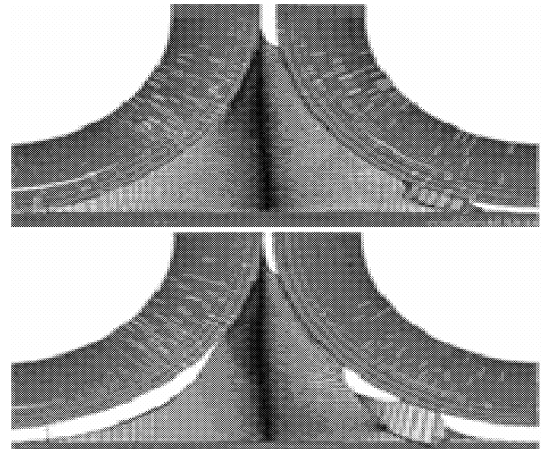


图 15 填充物刚度 30 MPa 时填充区的失效模式和应力分布

Fig. 15 Failure mode and stress distribution around the filler with the filler stiffness $E=30$ MPa

大时是相反的。由此可知, 填充物刚度的变化影响填充区的应力分布, 并最终影响结构的失效模式。

4 结论

(1) 建立了一套模拟复合材料分层失效的数值模型, 针对含填充区的复合材料接头在拉伸载荷下的失效, 数值分析可以获得与实际试验相吻合的结果。

(2) 采用本文中填充区的单元离散方法, 可以模拟一个随机的裂纹传播路径, 扩展了粘聚区模型 (CZM) 技术在模拟断裂问题时的应用领域。

(3) 通过分析圆弧区 I、II、III 型失效的能量释放率比例, 确定接头在拉伸载荷下是一种 I/II 混合模式的失效。

(4) 复合材料基体、界面胶膜、填充物三者的强度显著影响接头的承载能力与失效模式。

(5) 填充区半径增大, 结构承载能力也随之提高。

参考文献:

- [1] 白江波, 熊峻江, 程序, 彭勃. RTM成型复合材料 T型接头工艺参数优化与力学性能实验研究 [J]. 复合材料学报, 2009, 26(3): 13-17.
Bai Jiangbo, Xiong Junjiang, Cheng Xu, Peng Bo. Processing parameter optimization and experimental investigation on mechanical properties for RTM composite T-joint [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(3): 13-17.
- [2] 赵丽滨, 彭雷, 张建宇, 秦明亮, 梁宪珠, 常海峰, 黄海. 复合材料 π 接头拉伸力学性能的实验和计算研究 [J]. 复合材料学报, 2009, 26(2): 181-186.
Zhao Libin, Peng Lei, Zhang Jianyu, Qin Mingliang, Liang Xianzhu, Chang Haifeng, Huang Hai. Experimental and numerical research on mechanics performance of composite π joint under tensile loading [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2009, 26(2): 181-186.
- [3] 王丹勇, 温卫东, 崔海涛. 复合材料单钉接头三维逐渐损伤破坏分析 [J]. 复合材料学报, 2005, 22(3): 168-174.
Wang Danyong, Wen Weidong, Cui Haitao. Three-dimensional progressive damage analysis of single fastener joints in composite laminates [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2005, 22(3): 168-174.
- [4] Krueger R. The virtual crack closure technique: History, approach and applications, NASA/Contractor Report-2002-211628 [R]. Hampton: NASA, 2002.
- [5] 王蔓, 李泽成, 白瑞祥. 复合材料格栅接头的分层扩展特性 [J]. 吉林大学学报: 工学版, 2007, 37(1): 229-233.
Wang Man, Li Zecheng, Bai Ruixiang. Delamination growth characteristics for composite grid stiffened plates [J]. Journal of Jilin University: Engineering and Technology Edition, 2007, 37(1): 229-233.
- [6] Dharmawan F, Li H C H, Herszberg I, John S. Applicability of the crack tip element analysis for damage prediction of composite T-joints [J]. Composite Structures, 2008, 86(1/3): 61-68.
- [7] Wagner W, Balzani C. Simulation of delamination in stringer stiffened fiber-reinforced composite shells [J]. Computers and Structures, 2008, 86(9): 930-939.
- [8] Cartie Denis D R, Dell'Anno Giuseppe, Poulin Emilie, Partridge Ivana K. 3D reinforcement of stiffener-to-skin T-joints by Z-pinning and tufting [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2006, 73(16): 2532-2540.
- [9] Alfano Giulio. On the influence of the shape of the interface law on the application of cohesive-zone models [J]. Composites Science and Technology, 2006, 66(6): 723-730.
- [10] Harper Paul W, Hallett Stephen R. Cohesive zone length in numerical simulations of composite delamination [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75(16): 4774-4792.
- [11] Vanden Bosch M J, Schreurs P J G, Geers M G D. An improved description of the exponential Xu and Needleman cohesive zone law for mixed-mode decohesion [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2006, 73(9): 1220-1234.
- [12] Chengye Fan P-Y Ben Jar, Cheng J J Roger. Cohesive zone with continuum damage properties for simulation of delamination development in fibre composites and failure of adhesive joints [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2008, 75(13): 3866-3880.
- [13] Turon A, Dávila C G, Camanho P P, Costa J. An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2007, 74(10): 1665-1682.
- [14] Korjakins A, Ozolinsh O, Rikards R. COCOMAT technical report, WP 2, task 2.2: Investigation of degradation by tests and development of degradation models, Final Report [R]. Latvia: Riga Technical University, Institute of Materials and Structures, 2005.
- [15] Campilho R D S G, de Moura M F S F, Domingues J J M S. Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired CFRP under different geometric changes [J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2009, 29(2): 195-205.
- [16] 赵渠森. QY8911 双马来酰亚胺树脂韧性评定 [J]. 航空学报, 1991, 112(12): 583-588.
Zhao Qusen. Evaluation of the toughness of QY8911 bismaleimide [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 1991, 112(12): 583-588.
- [17] Li H C H, Dharmawan F, Herszberg I, John S. Fracture behaviour of composite maritime T-joints [J]. Composite Structures, 2006, 75(1/4): 339-350.
- [18] Pei Junhou. Examination of key aspects defining the performance characteristics of out-of-plane joints in FRP marine structures [J]. Composites Part A, 1996, 27(2): 89-103.
- [19] Hawkins G L, Shenoi R A. A parametric study to determine the influence of geometric variations on the performance of a bulkhead to shell plating joint [C]// Proceedings of the 9th International Conference on Composite Materials. Madrid: Woodhead Publishing Ltd, 1993, 4: 97-104.