第48卷第4期
2008年7月

大连理工大学学报
Journal of Dalian University of Technology

Vol. 48, No. 4
July 2008

工程力学

文章编号：1000-8608(2008)04-0469-06

含分层损伤AGS起裂和扩展过程数值模拟

于　瑾[1,2]，陈浩然*[1]，白瑞祥[1]

（1.大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室，辽宁 大连　116024；
2.北京强度环境研究所，北京　100076）

摘要：建立了在压缩荷载下先进复合材料格栅加筋结构(AGS)后屈曲阶段的分层起裂和扩展过程的数值模拟方法.首先，基于一阶剪切变形理论和 Von Karman 几何非线性关系，提出了 AGS 结构后屈曲有限元分析模型；其次，采用总能量释放率准则，并利用虚裂纹闭合法(VCCT)及自适应网格的生成和移动技术分析了分层损伤的扩展过程，在分析过程中考虑了分层前缘的接触效应；最后，应用 OpenGL 实现了分层损伤的扩展动态可视化过程.通过典型算例，讨论了肋骨与分层中心的相对位置，以及蒙皮的铺层方式对 AGS 结构的分层起裂和扩展过程的影响.所提方法和所得结论对 AGS 结构的承载能力预测将具有参考价值.

关键词：先进复合材料格栅加筋结构(AGS)；后屈曲；总能量释放率准则；分层起裂和扩展；OpenGL 动态可视化

中图分类号：TB33　　**文献标志码**：A

0　引　言

先进复合材料格栅加筋结构(AGS)以其环境鲁棒性、自动化的低成本制造过程以及结构的有效性和可靠性好等优点被广泛应用于多种商用飞机、研究卫星和运载火箭结构中.近 20 年来，AGS 成型工艺技术、分析理论和优化设计方法的研究已取得了很大进展[1~9].AGS 与常规的复合材料层合结构相仿，由于制造和服役过程，不可避免地受到外来物的低速冲击，在其内部出现目视不可见损伤，包括蒙皮分层、基体开裂以及肋骨与蒙皮间脱粘，这些损伤将导致结构刚度的退化，最终造成结构的早期失效.但是，对 AGS 结构损伤行为特性和其后继承载能力的分析研究的公开报道还鲜见.

本文对 AGS 板后屈曲阶段的分层起裂和扩展过程进行数值模拟研究，同时为了便于结构设计者对 AGS 结构分层扩展过程进行监视操作，以及对设计方案进行及时修改，作者还使用 OpenGL 相应开发一种实时监控的图形动态显示软件.

1　含损伤 AGS 结构后屈曲分析的有限元方法[7,8]

AGS 是由加筋网格(格栅)和被支撑的壳体(蒙皮)组成的结构，筋(或肋骨)可以布置在蒙皮的一侧或者两侧.图 1 为一含分层损伤的单侧加筋的 AGS 板示意图.其中白色表示蒙皮，灰色表示肋骨，中间的椭圆为分层.根据一阶剪切变形理论和 von Karman 几何非线性关系，分别推导蒙皮和肋骨单元的非线性有限元列式.

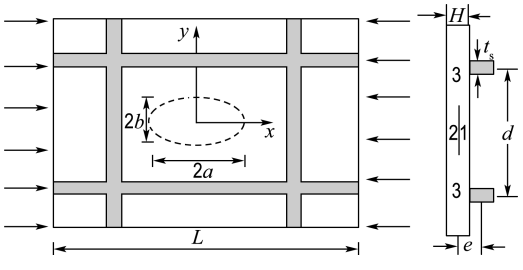


图 1　含损伤复合材料格栅加筋结构示意图

Fig. 1　The delaminated composite grid stiffened structures

收稿日期：2006-11-03；　**修回日期**：2008-03-09.
基金项目：国家自然科学基金资助项目(10302004)；国家“九七三”重大基础研究计划资助项目(2006CB601205).
作者简介：于　瑾(1982-)，女，博士；陈浩然*(1940-)，男，教授，博士生导师，E-mail：chenhr@dlut.edu.cn.

1.1 几何关系

根据 Mindlin 假定，蒙皮和肋骨内任意一点的位移可用中面广义位移表示为

蒙皮：

$$\begin{aligned} u &= u_0(x,y) + z\theta_y(x,y) \\ v &= v_0(x,y) - z\theta_x(x,y) \\ w &= w_0(x,y) \end{aligned} \tag{1}$$

肋骨：

$$\begin{aligned} u &= u_c(x) + z\theta_y(x) \\ v &= -z\theta_x(x) \\ w &= w_c(x) \end{aligned} \tag{2}$$

式中：u_0、v_0 和 w_0 为蒙皮沿整体坐标 x、y、z 方向的中面位移；u_c 和 w_c 为肋骨沿局部坐标的中面位移. 蒙皮表达式中的 θ_x 和 θ_y 分别为中面法线变形后绕总体坐标 x 和 y 轴的转角；肋骨表达式中的 θ_x 和 θ_y 分别为中面法线变形后绕肋骨局部坐标 x' 和 y' 轴的转角.

根据 Von Karman 大挠度理论，可得 Von Karman 应变与中面变形关系

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{\mathrm{T}} = \boldsymbol{\varepsilon}_0^{\mathrm{T}} + \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{l}}^{\mathrm{T}} \tag{3}$$

其中 $\boldsymbol{\varepsilon}_0^{\mathrm{T}}$ 为小变形理论中的线性应变，$\boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{l}}^{\mathrm{T}}$ 为 Von Karman 大挠度引起的非线性应变.

对于蒙皮

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon}_0^{\mathrm{T}} &= (u_{,x}^0 \quad v_{,y}^0 \quad u_{,y}^0 + v_{,x}^0 \quad z\theta_{y,x} \quad -z\theta_{x,y} - \\ &\quad z\theta_{x,x} + z\theta_{y,y} \quad w_{,y} - \theta_x \quad w_{,y} + \theta_y)^{\mathrm{T}} \\ \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{l}}^{\mathrm{T}} &= (w_{,x}^2/2 \quad w_{,y}^2/2 \quad w_{,x}w_{,y} \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad 0)^{\mathrm{T}} \end{aligned}$$

对于肋骨

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon}_0^{\mathrm{T}} &= (\varepsilon_x \quad \gamma_{xy} \quad \gamma_{xz})^{\mathrm{T}} = \\ &\quad (u_{c,x} + z\theta_{y,x} \quad -z\theta_{x,x} \quad w_{c,x} + \theta_y)^{\mathrm{T}} \\ \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathrm{l}}^{\mathrm{T}} &= (w_{c,x}^2/2 \quad 0 \quad 0)^{\mathrm{T}} \end{aligned}$$

1.2 有限元列式

设蒙皮节点位移向量 $\boldsymbol{d}_{\mathrm{p}}^e = (u_0 \quad v_0 \quad w_0 \quad \theta_x \quad \theta_y)_{\mathrm{p}}^{\mathrm{T}}$，肋骨节点位移向量 $\boldsymbol{d}_{\mathrm{s}}^e = (u_0 \quad w_0 \quad \theta_x \quad \theta_y)_{\mathrm{s}}^{\mathrm{T}}$，可分别构造四节点层合板单元和两节点层合梁单元[7]，或八节点层合板单元[8] 和三节点层合梁单元，单元切线刚度矩阵可统一表示为如下形式：

$$\boldsymbol{K}_T^e = \boldsymbol{K}_0^e + \boldsymbol{K}_L^e + \boldsymbol{K}_\sigma^e \tag{4}$$

其中 $\boldsymbol{K}_0^e$、$\boldsymbol{K}_L^e$ 和 $\boldsymbol{K}_\sigma^e$ 分别为单元结构刚度阵、大变形增量刚度阵和初应力增量刚度阵. 由于梁单元的有限元列式是在梁的局部坐标系内建立的，而在实际的 AGS 板中肋骨的布置是任意方向的，需要建立从局部坐标到总体坐标的坐标转换矩阵，以得到在总体坐标系内的有限元列式，相关的坐标转换关系可参见文献[8]；由于梁的刚度阵是以肋骨的中面为参考面建立的，而层合板的刚度阵则是以蒙皮的中面为参考面建立的，二者存在偏心，需将梁单元的刚度阵转换到蒙皮的中面上，而后则可将转换后梁单元的刚度阵叠加到相应的层合板单元刚度阵上，完成肋骨和蒙皮的“联接”，从而得到 AGS 结构的单元刚度阵，该部分的具体内容可参见文献[8].

由虚功原理，可得 AGS 结构非线性有限元平衡方程

$$(\boldsymbol{K}_T + \boldsymbol{K}_T')\Delta\boldsymbol{q} = \Delta\boldsymbol{P} - \boldsymbol{R} \tag{5}$$

其中 $\boldsymbol{K}_T$、$\boldsymbol{K}_T'$ 分别为蒙皮和肋骨的结构切线刚度阵；$\Delta\boldsymbol{P}$ 和 $\boldsymbol{R}$ 分别为总外载增量向量和总结构反力向量.

由式(5)，令右端项为零，忽略左端总刚度阵中的蒙皮大变形项，同时考虑肋骨对几何刚度阵的贡献，便可得复合材料格栅加筋板线性屈曲有限元控制方程

$$[(\boldsymbol{K}_0 + \boldsymbol{K}') + \lambda(\boldsymbol{K}_\sigma + \boldsymbol{K}_\sigma')]\boldsymbol{q} = \boldsymbol{0} \tag{6}$$

式中：$\boldsymbol{K}_0$、$\boldsymbol{K}'$ 分别为蒙皮和肋骨的线性刚度阵；$\boldsymbol{K}_\sigma$、$\boldsymbol{K}_\sigma'$ 分别为蒙皮和肋骨的几何刚度阵；λ 为荷载比例因子.

1.3 分层损伤前缘变形协调模型

冲击后复合材料格栅加筋结构具有多种损伤形式，其中蒙皮分层、肋骨和蒙皮脱开是两种最为常见的损伤形式，本文暂不考虑肋骨和蒙皮脱开，仅考虑蒙皮分层损伤. 分析中，含有分层损伤的复合材料蒙皮可视为上子板、下子板和基板三部分，在分层前缘处必须满足如下位移连续条件：

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= u_3 + \theta_{y3}(H - h_1)/2; \\ u_2 &= u_3 - \theta_{y3}(H - h_u)/2 \\ v_1 &= v_3 - \theta_{x3}(H - h_1)/2; \\ v_2 &= v_3 + \theta_{x3}(H - h_u)/2 \\ w_1 &= w_3; w_2 = w_3 \\ \theta_{x1} &= \theta_{x3}; \theta_{x2} = \theta_{x3} \\ \theta_{y1} &= \theta_{y3}; \theta_{y2} = \theta_{y3} \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

式中：下标 1、2 和 3 分别表示蒙皮分层处上子板、下子板及基板；H、h_u 和 h_1 分别为基板、上子板和

下子板的厚度.

1.4　含损伤 AGS 结构后屈曲分析策略

在进行含损伤 AGS 结构后屈曲分析时，为了使结构进入后屈曲状态，初始加载时在分层中心处施加一个很小的横向扰动荷载，一旦结构发生屈曲，立即去掉这个横向扰动荷载. 同时为了防止分层区内出现不合理的上下子层相互嵌入现象，在分层区内应加入虚杆单元以考虑分层前缘的接触效应[10].

2　分层扩展准则和自适应网格移动技术

2.1　分层扩展准则

分层扩展行为类似于断裂力学中的裂纹扩展行为，采用能量释放率这一断裂力学准则作为分层扩展准则，由于能量释放率各型分量的计算精度与分层前缘处局部应力应变分析精度密切相关，计算量巨大，但若用于计算总能量释放率，其计算值可达到足够的精度. 因此，可采用总能量释放率准则作为分层扩展准则，总能量释放率准则亦即 Griffith 型裂纹扩展准则，即当

$$G \geqslant G_c \tag{8}$$

时分层发生扩展. 其中 G_c 为极限总能量释放率，可由试验得到；G 为应变能释放率，表达式为

$$G = U/A \tag{9}$$

其中 U 为虚裂纹闭合能量，其表达式如下：

$$2U = N_x\Delta u + N_y\Delta v + N_z\Delta w + M_x\theta_x + M_y\theta_y \tag{10}$$

其中 N_x、N_y、N_z、M_x 和 M_y 分别表示裂纹前缘内力，Δu、Δv、Δw、$\Delta\theta_x$ 和 $\Delta\theta_y$ 为裂纹前缘的位移和转角增量，该公式的具体推导过程可见文献[10].

2.2　自适应网格移动技术

采用自适应网格移动技术来模拟分层前缘的扩展，设分层前缘节点 i 处的分层扩展长度由下式计算：

$$\Delta r_i = (k+1)(G_i - G_c)\Delta a_i \quad (i = 1,2,\cdots,n) \tag{11}$$

式中：Δr_i 是分层前缘节点 i 处的分层扩展长度；G_i 是分层前缘节点 i 处的总能量释放率；$k \geqslant 0$ 为比例因子；Δa_i 为分层前缘节点 i 处计算能量释放率时虚裂纹扩展长度，其确定原则可参阅文献[10].

3　基于 OpenGL 的分层扩展过程动态显示[11,12]

解决可视化问题的关键是三维数据模型和可视化软件的接口. 为了使复杂图形一些基础工作简单化，需要借助相应的 3D 图形 API (application programming interface). 本系统使用 VC++6.0 调用 OpenGL 来实现 AGS 结构后屈曲变形的动态显示过程，并且还可以绘制任意时刻变形图、分层前缘放大图、分层前缘扩展迹线等，其基本步骤如下：

(1) 在 VC++6.0 中创建一个新的工程 (Win32 Console Application)；

(2) 设置包含文件和库文件路径；

(3) 加入 OpenGL 库函数(包括基础库函数、实用库函数、辅助库函数等)；

(4) 编写 OpenGL 程序；

(5) 编译并生成可执行文件.

对于显示问题主要关注的是图像的“渲染”(rendering)，其中，开启深度测试是针对三维图像渲染问题的重要组成部分，深度绘制较好的语句为

```
• glPolygonMode(GL_FRONT_AND_BACK,GL_LINE);   //双面渲染线条
• glPushMatrix();                              //入栈
• glCallList(AGS);                             //图形列表
• glPopMatrix();                               //出栈
• glPolygonMode(GL_FRONT_AND_BACK,GL_FILL);    //双面渲染填充
• glEnable(GL_POLYGON_OFFSET_FILL);            //设定填充方式
• glPolygonOffset(1.0,1.0);
• glPushMatrix();
• glCallList(AGS);
• glPopMatrix();
```

图 2 和 3 分别为采用 OpenGL 动态显示的 AGS 板在某一荷载步时的后屈曲波形图和分层前缘扩展放大图(为方便观察，z 方向扩大为原来的 10 倍，深色表示下凹，浅色表示上凸).

本文基于 OpenGL 开发的损伤扩展图形动态显示软件，将为 AGS 结构分析和设计者及时地

直观了解含分层损伤 AGS 结构的损伤扩展过程，进而预测其剩余承载能力和改善设计方案提供一种有效的工具.

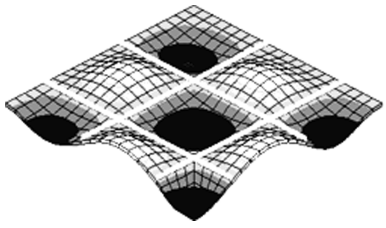


图 2 AGS 板后屈曲波形图(1/4)

Fig. 2 Deformation pattern of post-buckling process for AGS plate(quarter)

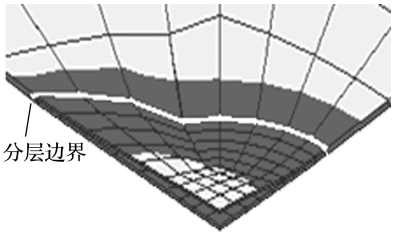


图 3 分层前缘放大图(1/4)

Fig. 3 Enlarged pattern of growth of front contours of delamination (quarter)

4 算 例

图 4 为一板长、宽均为 500 mm 的含损伤正交等格栅加筋层合方板，肋骨为$[0]_{40}$铺设，其宽度为 10 mm，单层厚度为 0.125 mm；在跨中含一半径 15 mm 圆形分层. 加筋板四周为固支，在 x 方向两侧边受均布压缩荷载作用. 蒙皮与肋骨的单层材料常数均为 $E_1=134.0$ GPa，$E_2=10.2$ GPa，$G_{12}=G_{13}=5.52$ GPa，$G_{23}=3.43$ GPa，$\nu_{12}=0.3$；其他参数取为 $k=0.001$，$G_c=200$ J/mm^2，$\Delta a=0.1$ mm. 由于对称性，图 5 仅给出了分层部分1/4网格示意图.

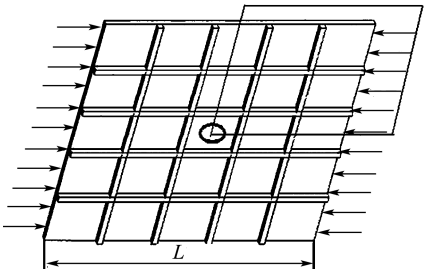


图 4 含分层损伤 AGS 板

Fig. 4 AGS plate with a delamination

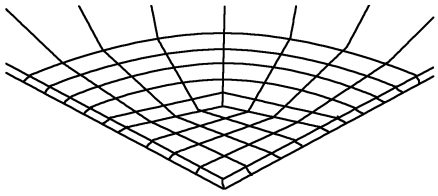


图 5 分层区域网格划分(1/4)

Fig. 5 The mesh sketch in the delamination region (quarter)

4.1 圆分层中心与肋骨的距离对分层起裂和扩展过程的影响

设面板按$[0/90]_{4s}$铺设，圆形分层位置为在跨中面板的第 12 与 13 层界面处，圆分层中心与肋骨距离 D 分别为 35、50 和 65 mm. 为了讨论方便，沿 x 方向边界均布压缩荷载，以均布压缩应变 ε 表示. 表 1 给出了以上 3 种不同圆分层中心与肋骨距离的分层初始扩展时的应变 ε_l 和不稳定扩展时的最终极限应变 ε_u 计算结果. 由表 1 可知，圆分层中心与肋骨的距离 D 对分层起裂和扩展过程有较大影响，D 越大，分层扩展的初始应变 ε_l 和最终应变 ε_u 也就越大.

表 1 圆分层中心与肋骨的距离对分层起裂和不稳定扩展时应变的影响

Tab. 1 The effect of distance from the stiffener to the circular delamination origin upon the characteristic strain values at delamination onset and unstable growth

D/mm	$\varepsilon_l/10^{-3}$	$\varepsilon_u/10^{-3}$
35	2.472	2.836
50	2.896	3.644
65	7.180	7.920

图 6 为随外荷载增加，3 种不同圆分层中心与肋骨距离的板分层扩展过程中分层前缘迹线.

由图分析可知：D 在 35～50 mm，板在其分层顶端(与 x 轴夹角为 0°分层圆处)沿 y 方向扩展，而 D 为 65 mm，板在其分层圆与 x 轴夹角为 0°和 90°两端处同时起裂，然后朝 x 和 y 两方向逐渐向外扩展；D 越大，分层受到肋骨的制约越小，分层的扩展出现得越晚，且进入不稳定阶段最终应变也越大.

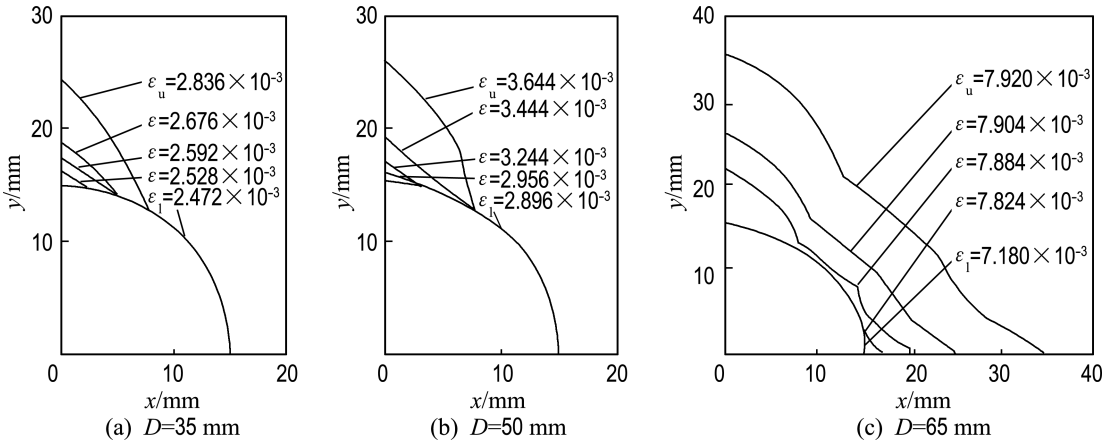


图 6　具有不同的圆分层中心与肋骨距离的 AGS 板分层前缘扩展迹线

Fig. 6　The front contours of delaminated AGS plate with 3 different D during delamination growth process

4.2　蒙皮铺层方式对分层起裂和扩展过程的影响

为了讨论蒙皮铺层方式对分层起裂和扩展过程的影响，假设蒙皮铺层方式分别为 $[0/90]_{4s}$ 和 $[0/0/90/90]_{2s}$，而两板的圆分层圆心与肋骨的距离均为 50 mm，其圆形分层位置均为在跨中面板的第 4 与 5 层界面处. 表 2 给出了以上两种不同铺层方式的分层初始扩展时的应变 ε_l 和不稳定扩展时的最终极限应变 ε_u 计算结果. 由表 2 可知，铺层方式对分层起裂和扩展应变有较大影响，其中 $[0/0/90/90]_{2s}$ 铺层比 $[0/90]_{4s}$ 铺层板的分层扩展的初始应变 ε_l 和最终应变 ε_u 小.

图 7 为随外荷载增加，两种不同铺层方式的板分层扩展过程中其分层前缘迹线. 由图分析可知：两种铺层方式的分层扩展起始位置均为其分层顶端（与 x 轴夹角为 0°分层圆处），但是两种铺层方式的后继扩展形貌是不相同的，$[0/90]_{4s}$ 铺层沿 y 方向扩展，而 $[0/0/90/90]_{2s}$ 逐渐朝 x 和 y 两方向向外扩展；$[0/0/90/90]_{2s}$ 比 $[0/90]_{4s}$ 更早出现分层扩展，并且更快进入不稳定阶段.

表 2　铺层方式对分层起裂和不稳定扩展时应变的影响

Tab. 2　The effect of the stacking sequences of the skin upon the characteristic strain values at delamination onset and unstable growth

铺层方式	$\varepsilon_l/10^{-3}$	$\varepsilon_u/10^{-3}$
$[0/90]_{4s}$	3.564	5.108
$[0/0/90/90]_{2s}$	2.984	4.980

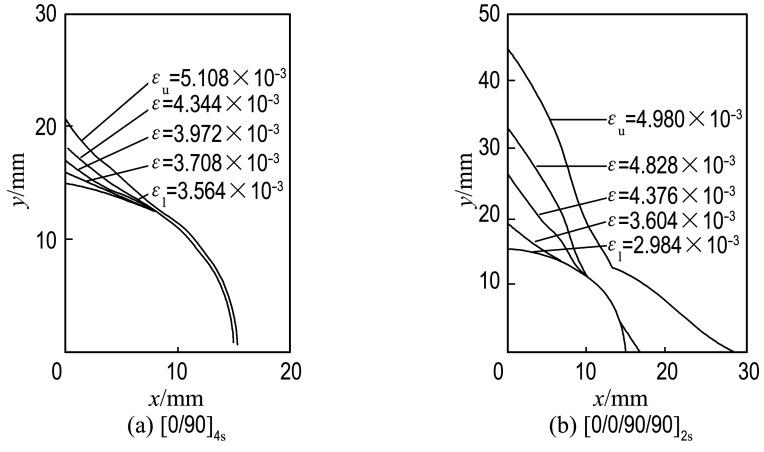


图 7　具有不同铺层方式的 AGS 板分层前缘扩展迹线

Fig. 7　The front contours of delamination AGS plate with 2 different stacking sequences of the skin during delamination growth process

5　结　论

（1）本文提出的方法和所得结论对 AGS 结构的承载能力预测具有参考价值，同时，作者使用 OpenGL 开发了损伤扩展图形显示软件，将使 AGS 设计和分析工程师直观地了解含分层损伤 AGS 结构的损伤扩展过程，并且及时地对该结构

设计方案进行修改.

(2)含分层损伤AGS结构其分层前缘扩展位置、形貌,分层起裂和不稳定扩展应变大小与肋骨间距、圆分层中心和肋骨的距离以及蒙皮铺设方式有关,而且还与分层位置、肋骨铺设方向和AGS结构边界支撑条件相关,为此AGS结构损伤容限设计标准的制订还有待对其分层扩展机理进一步深入研究.

参考文献:

[1] 陈浩然,张志峰. 先进复合材料格栅加筋结构(AGS)的制造分析和设计理论与方法 [R] // SAIL-R-2003-6. 大连:大连理工大学, 2003

[2] CHEN H J ,TSAI S W. Analysis and optimum design of composite grid structures [J]. **Journal of Composite Materials**, 1996, **30**(4): 503-533

[3] HIIIGGINS J, WEGNER P, VIISOREANU A, *et al*. Design and testing of the Minotaur advanced grid-stiffened fairing [J]. **Composite Structures**, 2004, **66**(4): 339-349

[4] WODESENBET E, KIDANE S, PANG S S. Optimization for buckling loads of grid stiffened composite panels [J]. **Composite Structures**, 2003, **60**(2): 159-169

[5] 张志峰,陈浩然,李 煊,等. 先进复合材料格栅圆柱壳优化设计的混合遗传算法[J]. 复合材料学报, 2005, **22**(2):166-171

[6] 张志峰, 陈浩然,白瑞祥. 非完善复合材料格栅加筋圆柱壳的鲁棒优化设计[J]. 固体力学, 2006, **26**(1):58-64

[7] 白瑞祥,王 蔓,陈浩然. 含损伤复合材料AGS板的屈曲特性[J]. 复合材料学报,2005,**22**(4):136-141

[8] 白瑞祥,王 蔓,陈浩然. 冲击后含损伤复合材料格栅加筋板的后屈曲[J]. 复合材料学报,2006, **23**(3): 141-145

[9] 白瑞祥,李泽成,陈浩然. 基于累积失效法的含损伤格栅加筋板非线性屈曲性态分析[J]. 力学季刊, 2006, **27**(2): 240-246

[10] CHEN Hao-ran, BAI Rui-xiang, WANG Man. Study on failure process of delaminated stiffened composite plates under compression [J]. **Acta Mechanica Sinica** (**English Version**), 2003, **19**(4): 289-299

[11] EDWARD A. OpenGL 程序设计指南:2 版[M]. 李桂琼,张文祥,译. 北京:清华大学出版社, 2005

[12] 廖朵朵,张华军. OpenGL 三维图形程序设计[M]. 北京:星球地图出版社, 2002

Numerical simulation of delamination onset and growth process for advanced composite grid stiffened structures

YU Jin[1,2], CHEN Hao-ran[*1], BAI Rui-xiang[1]

(1. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. Beijing Institute of Structure and Environment Engineering, Beijing 100076, China)

Abstract: A numerical method is developed to study delamination onset and growth characteristics during post-buckling process for the advanced composite grid stiffened structures(AGS) subjected to uniform axial compressive load. First, a finite element post-buckling analysis model was established based on the first-order shear deformation theory in conjunction with Von Karman nonlinear geometry theory. Second, the total energy release rate criterion combined with the virtual crack closure technique and the self-adaptive grid moving technology were used to analyze the delamination onset and growth process, which considered the contact effect of front contours of the delamination. At last, the process of the dynamic visualization is realized using OpenGL. By some numerical examples, the effects of distance from the stiffener to the circular delamination, and stacking sequence of the skin upon the delamination growth process were also discussed. The analytical method and conclusions provided can be valuable to estimate the load capability and optimal design for composite AGS.

Key words: advanced composite grid stiffened structure (AGS); post-buckling; total energy release rate criterion; delamination onset and growth; OpenGL dynamic visualization