

文章编号: 1000-3851(2010)01-0190-06

层压复合材料分层扩展分析的 虚拟裂纹闭合技术及其应用

孟令兵, 陈普会*

(南京航空航天大学 飞行器先进设计技术国防重点学科实验室, 南京 210016)

摘要: 提出一种基于虚拟裂纹闭合技术的界面元模型, 用以模拟复合材料的分层破坏和预测结构的承载能力。界面元被嵌入在模型分层扩展路径上, 计算结构的能量释放率, 结合幂指数破坏准则, 模拟复合材料的分层扩展。对由于裂尖单元长度不同所带来的分析误差进行了适当的修正, 以降低网格粗细变化所带来的不利影响。为了检验该界面元的可靠性, 分别将其应用于对双悬臂梁(DCB)模型、端边切口(ENF)模型和混合模式弯曲(MMB)模型的分层扩展分析中。计算结果与解析解基本吻合, 从而验证了采用该界面元模拟复合材料分层破坏的可行性。用该方法对 3 个含有不同初始损伤复合材料 T 型接头的界面拉脱分层破坏进行数值模拟, 计算结果与试验数据吻合良好。

关键词: 虚拟裂纹闭合技术; 界面元; 复合材料; 分层; 二次开发

中图分类号: V214.8 **文献标志码:** A

Virtual crack closure technique for delamination growth analysis of laminated composites and its application

MENG Lingbing, CHEN Puhui*

(Key Laboratory of Fundamental Science for National Defense-Advanced Design Technology of Flight Vehicle, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: An interface element model based on the virtual crack closure technique (VCCT) was introduced to study the 2D delamination growth problem and predict the loading capacity of laminated composites. The interface elements were embedded along the potential crack path in advance to calculate the strain energy release rate and simulate the delamination growth of laminated composites in conjunction with the power law fracture criteria. The numerical errors induced by the different lengths of the elements at the crack tip had been corrected to minimize the negative effect of change in mesh density on numerical results. The double cantilever beam(DCB), end notch flexure (NEF) and mixed mode bending(MMB) models were taken to validate this approach. The results of the FE simulation agree well with the analytical solutions. It confirms that the approach is reliable and feasible for modeling the delamination growth in laminated composites. Three composite T-joints with different flaws were numerically simulated with the interface elements. Excellent agreement was found between the numerical results and the experimental data.

Keywords: VCCT; interface element; composite; delamination; secondary development

先进复合材料在航空航天、船舶工业、车辆工业等诸多领域得到了广泛的应用。对于层压复合材料, 层间的分层破坏是一种最主要的失效模式。因此, 对复合材料层压板的分层机制和分层影响进行研究具有重要的理论意义和实用价值。用线弹性断

裂力学(LEFM)方法来研究复合材料分层损伤日益盛行。能量释放率准则是判断分层扩展的强有力工具。目前已提出了若干应变能释放率的数值计算方法。其中, 虚拟裂纹闭合技术(Virtual crack closure technique, VCCT)自 1977 年首次由 Rybicki 和

收稿日期: 2009-02-23; 收修改稿日期: 2009-07-01

基金项目: 国家自然科学基金(10872091)

通讯作者: 陈普会, 教授, 主要从事复合材料飞机结构设计与分析 E-mail: phchen@nuaa.edu.cn

Kanninen^[1]提出后, 被广泛用于计算分层扩展的能量释放率。其基本思想是假设裂纹扩展一个微量所释放的能量等于把该裂纹闭合到原始长度所做的功。基于 VCCT 原理, 学者们提出了多种计算能量释放率的方法。Rybicki 等人采用的是一步法, 其理论认为单元节点力在开裂前后变化不大。在同一分析步中就可以获得开裂位移和裂纹尖端力。闫相桥^[2]采用的是两步法, 即由裂纹扩展前的状态确定节点力, 而由裂纹扩展后的状态确定相对位移。每 1 步分析需 2 次计算, 对于 N 次分析, 需要 $N+1$ 次计算。

本文中以二维问题为例, 提出了一种基于 VCCT 一步法原理的界面元模型, 以有限元软件 ABAQUS 为平台, 通过编写用户自定义单元 (UEL) 子程序来模拟复合材料结构界面自相似裂纹的扩展。

1 界面元

界面元又称为刚体弹簧元、刚体元、界面应力元等, 由日本学者 Kawai 于 1976 年提出, 最初被用于梁板结构^[3]。由于界面元易于模拟开裂、位错等问题, 更多的学者将其应用于复合材料界面层的模拟^[4]。

1.1 界面元模型

本文中提出一种二维六节点线性弹簧界面元模型, 如图 1 所示。该界面元是零厚度的, 含有 3 个重节点对, 即 1-2 节点对、3-4 节点对和 5-6 节点对, 共 6 个节点。上、下表面相对应的节点拥有相同的坐标。其中, 1-2 重节点对位于裂纹尖端, 其间用两根相互独立的弹簧联结, 一根是水平方向, 刚度为 k_x ; 另一根是竖直方向, 刚度为 k_y , 分别用来计算裂纹尖端水平和竖直方向的节点力。其余节点不对单元刚度做贡献, 仅用来记录节点位移和坐标信息等。单元每个节点有 2 个自由度。

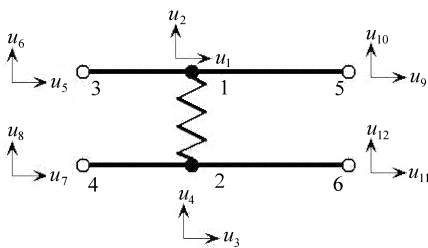


图 1 界面元模型

Fig. 1 Interface element model

该界面元被置于裂纹扩展的潜在路径上, 用来模拟复合材料界面层, 见图 2。当单元失效时, 重节点会自动释放, 从而形象地模拟模型的分层扩展, 而无需网格重划。

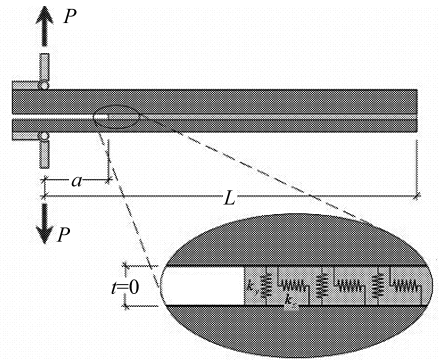


图 2 模型中的界面元

Fig. 2 Interface elements in model

单元刚度矩阵只与 1-2 节点对有关, 故单元的弹性应变能 U 等于弹簧应变能。应变能对位移 u 变分, $\delta U = \delta u^T K u$, 可得到刚度矩阵^[5]

$$K = \begin{bmatrix} k_x & 0 & -k_x & 0 \\ 0 & k_y & 0 & -k_y \\ -k_x & 0 & k_x & 0 \\ 0 & -k_y & 0 & k_y \end{bmatrix} \quad (1)$$

其中: 弹簧刚度 $k_x = \frac{EB\Delta a}{h}$; $k_y = \frac{GB\Delta a}{h}$; E 和 G 分别为材料的弹性模量和剪切模量; B 为模型宽度; h 为模型厚度; Δa 为单元长度。

1.2 能量释放率的计算

单元长度 $\Delta a = \sqrt{(x_5 - x_1)^2 + (y_5 - y_1)^2}$, 其中 x_1 、 y_1 和 x_5 、 y_5 分别为节点 1、5 在 x 轴和 y 轴上的坐标。能量释放率是在局部坐标系下求得的, 故需计算裂纹前方单元的倾斜角度, 从而将相对位移和裂尖节点力转换到局部坐标系下, 见图 3。

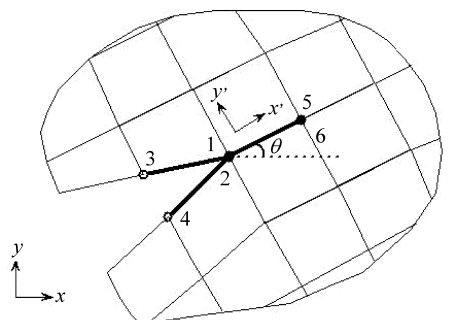


图 3 坐标转换

Fig. 3 Coordinate conversion

倾斜角度 θ , 相对位移 Δu 、 Δv 和裂尖节点力 F_x 、 F_y 的计算公式如下:

倾斜角度

$$\cos \theta = \frac{y_5 - y_1}{\Delta a}, \sin \theta = \frac{y_5 - y_1}{\Delta a} \quad (2)$$

节点力

$$F_x = k_x(u_1 - u_3), F_y = k_y(u_2 - u_4) \quad (3)$$

将节点力转换到局部坐标系下

$$F'_x = F_x \cos \theta + F_y \sin \theta, F'_y = -F'_x \sin \theta + F_y \cos \theta \quad (4)$$

节点相对位移

$$\Delta u = u_5 - u_7, \Delta v = u_6 - u_8 \quad (5)$$

将节点相对位移转换到局部坐标系下

$$\Delta' u = \Delta u \cos \theta + \Delta v \sin \theta, \Delta' v = -\Delta u \sin \theta + \Delta v \cos \theta. \quad (6)$$

公式(6)是在假设裂尖前后单元长度相同的前提下得到的。当裂尖前后单元长度不一致时,需对其进行修正。对于裂尖前后长度分别为 Δa_1 、 Δa_2 的单元,通过线性插值修正裂尖前方 3-4 节点处的相对位移,以使其与 1-2 节点处的集中力相匹配^[6],如图 4 所示。

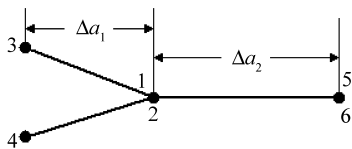


图 4 相对位移的修正

Fig. 4 Correction of the relative displacement

相对位移的修正公式:

$$\Delta u^* = \Delta u' \frac{\Delta a_2}{\Delta a_1}, \Delta v^* = \Delta v' \frac{\Delta a_2}{\Delta a_1} \quad (7)$$

能量释放率的计算公式:

$$G_I = \frac{F'_y \Delta v^*}{2B \Delta a} \frac{\Delta a_2}{\Delta a_1}, G_{II} = \frac{F'_x \Delta u^*}{2B \Delta a} \frac{\Delta a_2}{\Delta a_1} \quad (8)$$

上述方法是用来计算裂纹从左往右扩展时结构的能量释放率。当裂纹从右往左扩展时,计算方法与其类似。为了满足计算精度,裂纹前缘网格尺寸和裂纹前缘扩展增量取裂纹初始长度的 5%~10%。

1.3 失效判据

选择幂指数准则作为失效判据,本文中只涉及二维问题,故判据简化为

$$f = \left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^m + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^n \quad (9)$$

其中: G_{IC} 和 G_{IIC} 分别是材料的 I、II 型临界能量释放率;指数 m 和 n 均取 1^[7]。考虑到实际情况下分层可能从左向右扩展,也可能从右向左扩展。分别计算 2 种情况下的 f 值,如下式:

$$f_L = \left(\frac{G_{IL}}{G_{IC}}\right) + \left(\frac{G_{IIL}}{G_{IIC}}\right), f_R = \left(\frac{G_{IR}}{G_{IC}}\right) + \left(\frac{G_{IIR}}{G_{IIC}}\right) \quad (10)$$

其中: G_{IL} 、 G_{IIL} 和 f_L 值分别为裂纹由界面元左侧扩展时裂尖 I、II 型能量释放率和对应的 f 值; G_{IR} 、 G_{IIR} 和 f_R 值分别为裂纹由界面元右侧扩展时裂尖 I、II 型能量释放率和对应的 f 值。比较 f_L 和 f_R 大小,取最大值:

$$f = \max(f_L, f_R) \quad (11)$$

当 $f \geq 1$ 时,令单元的刚度矩阵 $\mathbf{K} = 0$,则界面元失效即分层扩展。本文中的界面元可自行判断分层扩展趋向。

2 模型验证

2.1 DCB 模型的验证

采用双悬臂梁模型(DCB)来验证界面元模拟纯 I 型分层扩展的可行性。

DCB 模型的长度 $2L = 1000$ mm,初始分层长度 $a_0 = 200$ mm,厚度 $2h = 20$ mm,宽度 $B = 50$ mm。材料为 T300/997-2,单层性能 $E_{11} = 150.0$ GPa, $E_{22} = 11.0$ GPa, $G_{12} = 3.7$ GPa, $\nu_{12} = 0.25$, $G_{IC} = 0.35$ N/mm。

在 DCB 模型的中面,用界面元来模拟界面层。模型前端预置 200 mm 的初始分层。图 5 为 DCB 模型裂纹扩展图。试件前端为分层扩展区。分层扩展时,界面元就像拉链一样在应力集中区域不断被拉开破坏掉,从而起到模拟分层扩展的效果。

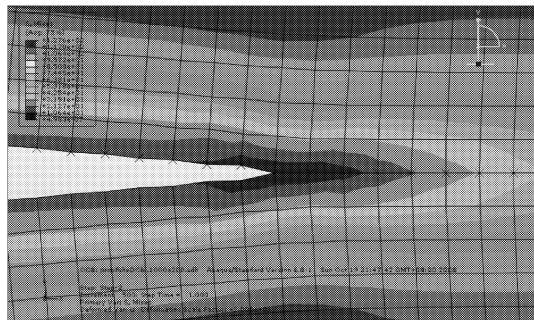


图 5 DCB 裂纹扩展图

Fig. 5 Crack growth in DCB model

VCCT 方法的 FEM 值与解析解^[8-9]吻合较好,见图 6。解析法得到的临界载荷值为 524.30 N,有限元方法得到的临界载荷值为 484.45 N,相对误差

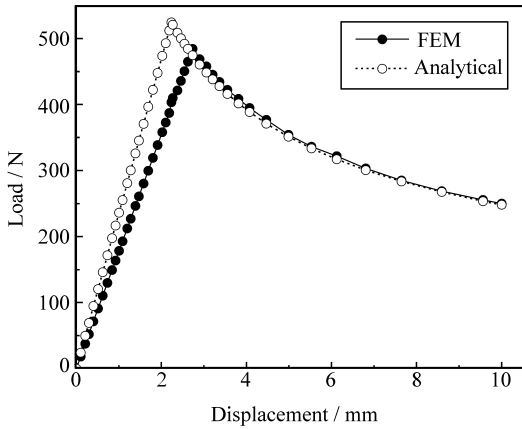


图 6 DCB 模型载荷-位移曲线的有限元解与解析解
Fig. 6 Comparison of solutions of analytical method and FEM for DCB model

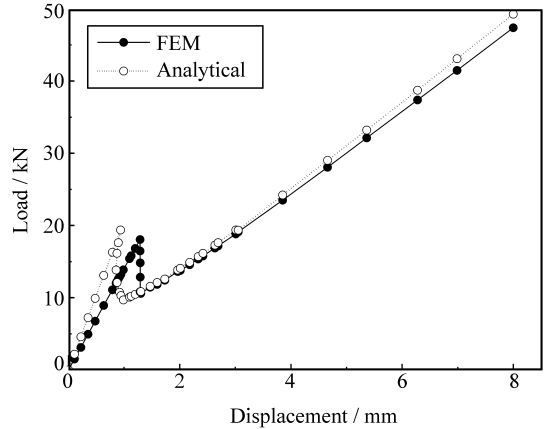


图 8 ENF 模型载荷-位移曲线的有限元解与解析解
Fig. 8 Comparison of solutions of analytical method and FEM for ENF model

为 7.60%。

DCB 模型的模拟结果表明采用本文界面元方法模拟 I 型分层扩展是可行的。

2.2 ENF 模型的验证

采用端边切口模型 (ENF) 来验证界面元模拟纯 II 型分层扩展的可行性。

ENF 模型的长度 $2L=200$ mm, 厚度 $2h=20$ mm, 宽度 $B=50$ mm, 初始分层长度 $a_0=50$ mm。材料体系为 AS4/PEEK, 单层性能为 $E_{11}=122.7$ GPa, $E_{22}=10.1$ GPa, $G_{12}=5.5$ GPa, $\nu_{12}=0.25$, $G_{IIc}=1.72$ N/mm。

同样, 在 ENF 模型中面, 用界面元来模拟界面层。模型前端预置 50 mm 的分层。

图 7 给出了 ENF 模型分层尖端应力集中情况。上下单元的对节点有一定的相对位移, 界面元已经破坏失效。有限元模拟值与解析解吻合较好, 见图 8。解析方法^[10]所得的临界载荷值为 19.36 kN, 有限元方法所得的临界载荷值为 18.06 kN, 相对误

差为 6.71%。

ENF 模型的模拟结果表明采用本文界面元方法模拟 II 型分层扩展是可行的。

2.3 MMB 模型的验证

采用 G_I/G_{II} 为 50% 的 MMB 模型来验证界面元模拟混合型分层扩展的可行性。

MMB 模型长度 $2L=400$ mm, 厚度 $2h=20$ mm, 宽度 $B=50$ mm, 初始分层长度 $a_0=100$ mm。加载点与模型中点的距离 $c=135.06$ mm^[11]。材料为 AS4/PEEK, 其单层性能为 $E_{11}=122.7$ GPa, $E_{22}=10.1$ GPa, $G_{12}=5.5$ GPa, $\nu_{12}=0.25$, $G_{Ic}=0.24$ N/mm, $G_{IIc}=1.72$ N/mm。

MMB 模型的载荷-位移曲线与 ENF 类似, 也有 3 个明显的阶段, 见图 9。在 1、2 阶段之间, MMB 解析解的临界载荷值为 939.79 N, 有限元方法所得的临界载荷值为 891.66 N, 相对误差为 5.12%。

MMB 的模拟结果表明采用本文界面元方法模拟混合型分层扩展是可行的。

3 方法的应用

复合材料 T 型接头是航空器、船舶等的典型结构之一。采用界面元方法对含有水平初始损伤分别为 30、60、90 mm 的复合材料 T 型接头的界面拉脱分层破坏进行数值模拟, 以研究初始损伤对 T 型接头承载能力的影响。T 型接头结构左右对称, 由蒙皮、腹板、筋条和填充区四部分组成, 具体结构尺寸见图 10^[12]。结构顶端施加位移载荷, 在距中轴线左右各 225 mm 处施加约束。T 型接头各部分选

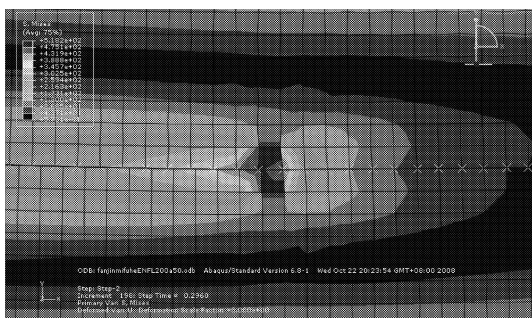


图 7 ENF 裂纹扩展图
Fig. 7 Crack growth in ENF model

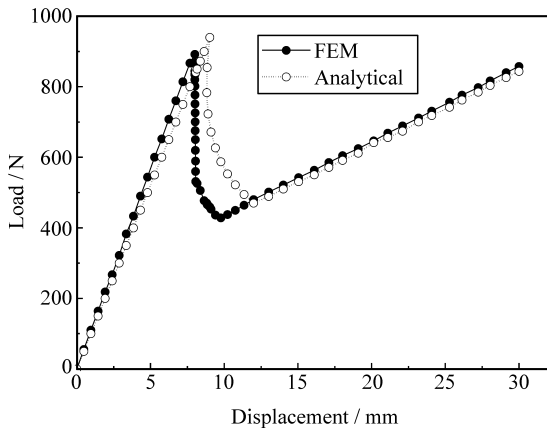


图9 MMB模型载荷-位移曲线的有限元解与解析解

Fig. 9 Comparison of solutions of analytical method and FEM for MMB model

材见表1。

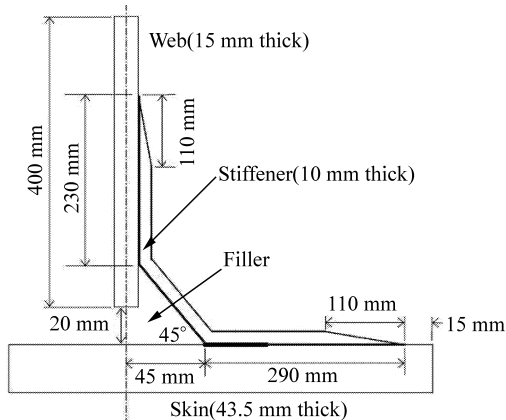


图10 T型接头

Fig. 10 T-joint model

表1 T型接头各部分材料参数

Table 1 Material properties for T-joint model

	Skin & Web, 800 GSM woven E-glass, VARTM	Stiffener, 800 GSM woven E-glass, hand lay-up	Filler, milled glass in vinyl ester
E_{11}/GPa	26.1	23.5	3.5
E_{22}/GPa	3.0	3.0	—
ν_{12}	0.17	0.17	0.30
G_{12}/GPa	1.5	1.5	—

在 ABAQUS 中建立宽度为 50 mm 的 T 型接头二维有限元模型，并预置初始分层。由于界面属性不同，分别用断裂韧度 $G_{IC} = 0.24 \text{ N/mm}$, $G_{IIC} = 0.33 \text{ N/mm}$ 的界面元来模拟蒙皮与填充区之间的

界面层^[13]；用断裂韧度 $G_{IC} = 1.50 \text{ N/mm}$, $G_{IIC} = 1.78 \text{ N/mm}$ 的界面元来模拟筋条与蒙皮之间的界面层^[14]。

随着载荷的增加，初始分层左右两侧的能量释放率先后达到材料的临界能量释放率，界面元依次破坏，分层向两侧扩展，最终导致结构失效，见图 11。

初始损伤越大的 T 型接头刚度下降越快，见图 12。结构破坏后，位移虽然不断增加，载荷却停留在 3.3 kN 左右，并缓慢下降。模拟值与试验结果吻合良好，见表 2。

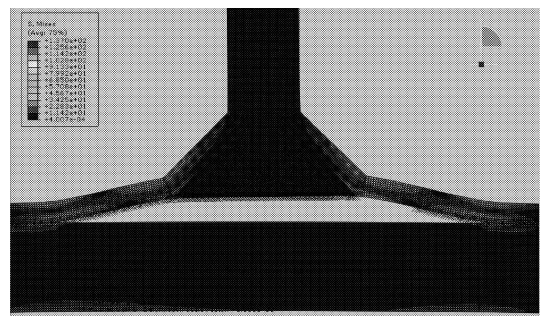


图11 T型接头层间分层扩展

Fig. 11 Delamination growth in T-joint

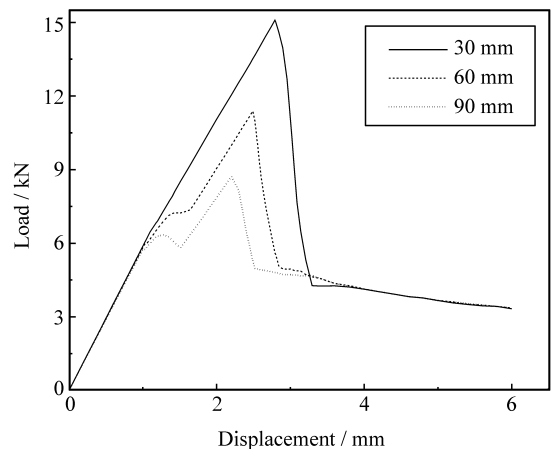


图12 T型接头含不同初始损伤时的载荷-位移曲线

Fig. 12 Load-displacement curve of three composite T-joints with different flaws

表2 T型接头有限元模拟值与试验结果

Table 2 Comparison of experimental and FEM results

Flaw length/mm	30	60	90
Experimental/kN	13.5	13.4	8.5
FEM/kN	15.09	11.39	8.87
Relative error	11.78%	15.00%	4.35%

4 结 论

(1) 以 VCCT 的一步法原理为基础,通过自定义界面元建立了用于复合材料分层扩展分析的数值模拟方法。由于采用重节点释放,该界面元方法无需对有限元网格重划;由于采取修正措施,其对网格粗细变化不敏感;由于界面元模型结构左右对称,结合简单的算法,该方法能模拟界面沿 2 个方向的分层扩展。

(2) 分别用 DCB、ENF 和 MMB 模型对该方法进行了检验。模拟结果与解析解吻合良好,从而验证了该方法模拟纯 I、纯 II 和混合型分层扩展的可行性。

(3) 采用该方法对含有初始损伤的复合材料 T 型接头的界面拉脱分层破坏进行了数值模拟,模拟值与实验结果有较好的一致性。

致 谢: 感谢华中科技大学解德教授的点拨以及无私提供的书稿和资料,在此表示深深的谢意。

参考文献:

- [1] Rybicki E F, Kanninen M F. A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral [J]. *Eng Fract Mech*, 1977, 9(4): 931-938.
- [2] 闫相桥. 含裂缝的复合材料及非均匀材料的断裂力学研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 1989.
Yan Xiangqiao. Study on fracture mechanics of cracked composites and heterogeneous materials [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 1989.
- [3] 陈 欣. 界面元法的开裂和损伤梯度模型及其工程应用 [D]. 北京: 清华大学, 2004.
Chen Xin. Fracture and gradient enhanced damage model in interface stress element method and its application in engineering [D]. Beijing: Tsinghua University, 2004.
- [4] 崔维成. 复合材料结构破坏过程的计算机模拟 [J]. *复合材料学报*, 1996, 13(4): 102-111.
Cui Weicheng. Computational simulation of progressive failure in composite structures [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 1996, 13(4): 102-111.
- [5] Xie De, Sherrill B, Biggers J. Progressive crack growth analysis using interface element based on the virtual crack closure technique [J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2006, 42(11): 977-984.
- [6] Krueger R. The virtual crack closure technique: History, approach and applications, ICASE Report No. 2002-10 [R]. Hampton, VA, USA: ICASE, 2002.
- [7] Xie De, Chung J, Waas A M, et al. Failure analysis of adhesively bonded structures: From coupon level data to structure level predictions and verification [J]. *Int J Fract*, 2005, 134(10): 231-250.
- [8] 刘 玲, 黄争鸣, 周焯欣, 徐贵营. 超细纤维增强复合材料 I 型层间断裂韧性分析 [J]. *复合材料学报*, 2007, 24(4): 166-171.
Liu Ling, Huang Zhengming, Zhou Yexin, Xu Guiying. Improvement of mode I interlaminar fracture toughness of composites reinforced by ultrathin fibers [J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2007, 24(4): 166-171.
- [9] 孟庆春, 张 行. DCB 试样应力强度因子的一个改进公式 [J]. *北京航空航天大学学报*, 1996, 22(6): 83-87.
Meng Qingchun, Zhang Xing. Improved formula of stress intensity factor about DCB specimens [J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 1996, 22(6): 83-87.
- [10] Yoshihara Hiroshi. Influence of span/depth ratio on the measurement of mode II fracture toughness of wood by end-notched flexure test [J]. *J Wood Sci*, 2001, 47(1): 8-12.
- [11] Reeder J R, Crews J H. Mixed-mode bending method for delamination testing [J]. *AIAA Journal*, 1990, 28(7): 1270-1276.
- [12] 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.
- [13] La Scala J J, Orlickib J A, Winston C, et al. The use of bimodal blends of vinyl ester monomers to improve resin processing and toughen polymer properties [J]. *Polymer*, 2005, 46(9): 2908-2921.
- [14] Suppakul P, Bandyopadhyay S. The effect of weave pattern on the mode-I interlaminar fracture energy of E-glass/vinyl ester composites [J]. *Compos Sci Technol*, 2002, 62(1): 9-17.