

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20180726.002

双悬臂梁试件裂纹动态扩展的准静态数值分析

吴庆欣, 肖毅*, 薛元德

(同济大学 航空航天与力学学院, 上海 200092)

摘 要: 本文采用双悬臂梁(DCB)试件研究了复合材料层合板层间插入韧性胶膜(Interleaf)层的 I 型断裂行为。试验结果表明, 含和不含 Interleaf 层试件分别呈现脆性非稳态和脆性稳态分层扩展特性。针对非稳定裂纹扩展问题, 依据动态断裂力学中应变能释放率与动能变化率的关系, 提出了以断裂韧性值 G_{IC} 变化来抵消动能变化对裂纹扩展过程影响的准静态分析方法, 根据试验中裂纹扩展的韧性变化, 推导出适用于准静态裂纹扩展模拟的等效韧性 G_{IC}^* , 利用 ABAQUS 平台和虚裂纹闭合技术(VCCT)建立了三维有限元计算模型; 实现了从起裂到止裂的整个裂纹动态扩展过程的数值模拟, 揭示了非稳定裂纹扩展过程中一些复杂的力学现象。

关键词: 断裂动力学; 有限元分析; 应变能释放率; 非稳定裂纹扩展; 虚拟裂纹闭合技术

中图分类号: TB332 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2019)05-1179-10

A quasi-static numerical analysis of crack dynamic propagation
in double cantilever beam specimens

WU Qingxin, XIAO Yi*, XUE Yuande

(School of Aerospace Engineering and Applied Mechanics, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The mode I interlaminar fracture toughness of composite laminates with epoxy interleaf was studied in the double cantilever beam (DCB) tests. Brittle unstable and stable delaminations were observed in the specimens with and without interleaf respectively. For the unstable crack growth, based on dynamic fracture mechanics, the relation between strain energy release rate and the change of kinetic energy was analyzed. A static simulation method for dynamic crack growth was proposed, which transformed the change of kinetic energy into the change of input fracture toughness (G_{IC}^*). G_{IC}^* was calculated according to the evolution of fracture resistance in the tests and input into ABAQUS for the simulation of crack growth using virtual crack closure technique (VCCT). A three-dimensional finite element model was constructed to simulate the dynamic delamination growth from crack onset to arrest, and the complex mechanical behavior in the unstable crack growth was studied.

Keywords: dynamic fracture mechanics; finite element method; strain energy release rate; unstable crack propagation; virtual crack closure technique

由于双悬臂梁(Double Cantilever Beam, DCB)试件加工简单、测量可靠, 被广泛用于复合材料 I 型层间断裂韧性的研究。实施该方法评估层间断裂韧性时, 一般要求在准静态, 且在裂纹稳定扩展条件下进行。然而, 由于层间增韧方法的不同, 导致增韧效果及破坏机制上存有差异及其复杂性^[1]。对某些材料而言, 其 DCB 试验中经常观察到载荷-位移曲线呈现剧烈的锯齿状特性^[2], 对应的裂纹扩展模式具有跳跃式(Crack jump)^[3-5]、裂纹平面偏移(Crack plane migration)^[6]、裂纹黏滑现象(Stick-slip)^[7]、非平稳裂纹扩展(Non-smooth crack growth)^[8]等。材料界面强度不同, 则曲线形貌有较大差异, 由此带来抵抗裂纹扩展阻力的变化, 即非稳定裂纹扩展(也称动态裂纹扩展)问题。这类问

收稿日期: 2018-05-17; 录用日期: 2018-06-20; 网络出版时间: 2018-07-27 14:12
网络出版地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20180726.002>
基金项目: 国家自然科学基金(11832014)
通讯作者: 肖毅, 教授, 博士生导师, 研究方向为复合材料力学、结构强度分析与设计 E-mail: y_xiao@tongji.edu.cn
引用格式: 吴庆欣, 肖毅, 薛元德. 双悬臂梁试件裂纹动态扩展的准静态数值分析[J]. 复合材料学报, 2019, 36(5): 1179-1188.
WU Qingxin, XIAO Yi, XUE Yuande. A quasi-static numerical analysis of crack dynamic propagation in double cantilever beam specimens[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2019, 36(5): 1179-1188 (in Chinese).

题会对真实表征复合材料层间断裂韧性产生重大影响。因此对其形成机制和预测方法的深入研究具有十分重要的科学价值和工程实际意义。

对裂纹动态扩展问题的研究属于动态断裂力学的范畴,因此裂纹扩展过程中必须考虑动能的影响。最早的研究要追溯到物理学家 Mott^[9]于 1948 年发表的论文。范天佑^[10]对动态断裂力学的进展做了细致总结。指出动态断裂力学是研究惯性效应不能忽略的那些断裂力学问题。这些问题主要分为两大类:裂纹稳定而外力随时间迅速变化,例如振动、冲击、波动(爆炸波、地震波等);外力是恒定的而裂纹发生快速传播。本文仅讨论裂纹动态扩展过程中的传播、止裂问题,属于后一类问题。对此类问题,张振亚等^[11]采用聚甲基丙烯酸甲酯(PMMA)试件板研究了恒载荷下裂纹快速扩展行为,表明裂纹扩展速率会先增加后保持不变,达到阈值后会产生振荡现象。Kanninen^[12]通过推导 DCB 试样裂纹动态扩展时裂纹尖端在惯性力作用下的应变能释放率与动能变化率,采用有限差分法计算出钝起裂纹作用下,裂纹动态扩展时势能、动能的变化曲线,与实验吻合很好。范天佑^[10]给出了裂纹动态扩展和止裂时动态应变能释放率与静态应变能释放率的变化,两者的差异在于是否考虑动能随裂纹扩展的变化。Kusaka 等^[13]以 DCB 试验中静态应变能释放率与裂纹扩展动态韧性之差,计算了裂纹非稳定扩展过程中的动能变化,根据积分关系求出了裂纹动态断裂韧性值,并预测了裂纹止裂长度和止裂韧性。

数值模拟裂纹扩展问题的常用方法为虚拟裂纹闭合技术(Virtual Crack Closure Technique, VCCT)、内聚力模型(Cohesive Zone Model, CZM)方法。后者由于用户可以通过自定义张力-位移关系来模拟裂纹扩展时断裂韧性的变化,具有较好的可编程性,故成为应用主流^[14]。Heidari-Rarani 等^[15]采用两种不同双直线张力-位移关系叠加的内聚力模型模拟纤维架桥影响下的 DCB 试样的裂纹扩展,模拟结果较好地反映了由于纤维架桥导致的裂纹扩展韧性比裂纹起裂韧性高的现象。而对于裂纹动态扩展的情况,采用同一种张力-位移关系很难模拟载荷突降的情况。Sun 等^[16]认为裂纹的动态扩展是由于扩展前后的破坏行为不同导致的,通过对裂纹扩展前后采用梯形和双直线两种不同的张力-位移关系,分别模拟裂纹的延展性破坏和脆性破坏,能

较好地反映裂纹动态扩展情况。Davidson 等^[8]基于裂纹扩展速率与裂纹尖端应力呈指数关系的理论模型,根据裂尖应力计算裂纹扩展速率,从而计算裂纹长度,以此模拟裂纹动态扩展的情况,模拟结果较好地表现出裂纹周期性载荷突降的情况。Shokrieh 等^[17]基于 VCCT 方法,通过输入随裂纹长度变化的断裂韧性值 G_{IC} 来模拟纤维架桥影响下受阻力曲线影响的裂纹扩展。但要获得裂纹扩展中 G_{IC} 的动态变化。Blackman 等^[18]在考察裂纹扩展速率对 G_{IC} 的影响时,使用高速摄像机实时捕捉裂纹进展状况,计算了考虑夹具动能影响下 DCB 试样的起裂韧性值随裂纹扩展速率的变化,并采用随裂纹扩展速率增加而下降的 G_{IC} 模拟 T-DCB 试样的裂纹动态扩展^[19]。庄茁^[20]基于断裂动力学提出了裂纹扩展和止裂的判据,并给出了节点力释放技术和能量平衡方法,用于管道裂纹快速扩展的裂纹驱动力计算。

本文在前期埋置元件复合材料结构完整性研究的基础上^[21-23],进一步探讨不连续界面(插入韧性胶膜(Interleaf),以下简称胶膜)驱动下的动态裂纹扩展问题,发展描述 DCB 试件裂纹动态扩展的有效预测模型。根据 DCB 试验资料中起裂韧性 G_{IC}^{init} 和止裂韧性 G_{IC}^{arr} 的动能变化关系,导出裂纹动态扩展韧性值 G_{IC}^{prop} 的表达式;使用 G_{IC} 变化取代动能变化的影响,使利用 ABAQUS 有限元软件中的 VCCT 分析方法,在准静态下分析 DCB 试件的裂纹动态扩展过程成为可能,并模拟裂纹在界面处不同传播路径的能量释放率及动能的变化。

1 动态裂纹扩展分析方法

1.1 能量守恒原理

在动态条件下,包括动能在内的能量平衡条件作为裂纹扩展准则。能量平衡方程^[23]为

$$\frac{dW}{dA} = \frac{dU}{dA} + \frac{dE_{kin}}{dA} + \frac{d\Gamma}{dA} \quad (1)$$

式中: A 为裂纹扩展的面积; W 为外力所作的功; U 为试样的弹性应变能(本文对非稳定裂纹扩展过程暂不考虑塑性效应); E_{kin} 为试样的动能; Γ 为裂纹扩展的耗散功。

在裂纹扩展过程中,外力做功及试样势能与动能的变化是裂纹扩展的驱动力。对于稳定扩展的裂纹,不计动能的影响,推导出裂纹在稳定扩展下试样势能随单位裂纹扩展面积的变化率,作为稳态裂纹扩展的应变能释放率 G_I^{stat} ,可表示为

$$G_1^{\text{stat}} = \frac{dW}{dA} - \frac{dU}{dA} = \frac{9E_1\delta^2}{4ba^4} \quad (2)$$

式中: E_1 为试样的弯曲模量; δ 为加载位移; b 为试样宽度; a 为裂纹长度。

依据断裂力学中动态裂纹扩展的能量守恒原理, 不稳定断裂发生是指当裂纹扩展时弹性能量释放率 G 值大于裂纹阻力 $R(G_{IC})$ 。能量释放率的剩余部分 ($G-R$) 可以转化为驱动裂纹快速扩展的动能。图 1 为动态裂纹扩展过程中能量变化的定性分析示意图, 横坐标表示裂纹扩展长度 a , 纵坐标表示能量释放率 G_1 。断裂韧性 G_{IC} 的变化可按裂纹在起裂阶段 ($a \leq a_c^{\text{init}}$) 及裂纹传播和止裂阶段 ($a_c^{\text{init}} < a < a^{\text{arr}}$) 表示为

$$G_{IC} = \begin{cases} G_{IC}^{\text{init}}, & a \leq a_c \\ G_{IC}^{\text{prop}}, & a_c < a < a^{\text{arr}} \end{cases} \quad (3)$$

假设能量释放率 G_1 达到临界值 G_{IC} , 裂纹开始由 A 点传播, 如果认为扩展过程中端部位移是不变的, G_1 将沿着曲线 ACE, 随着裂纹长度 a 的增大而逐渐减小, 直到裂纹扩展停止。裂纹扩展路径的变化导致 G_{IC} 的变化以折线 ABD 表示, 认为 G_{IC} 从起裂韧性 G_{IC}^{init} 突变为扩展韧性 G_{IC}^{prop} 。

对于动态扩展裂纹, 不能忽略动能的变化, 扩展过程忽略外力做功, 满足动态能量平衡关系, 即裂纹扩展的驱动力 (G_1^{dyn}) 等于裂纹扩展阻力 (G_{IC}):

$$G_1^{\text{dyn}} = \frac{dW}{dA} - \frac{dU}{dA} - \frac{dE_{\text{kin}}}{dA} = \frac{9E_1\delta^2}{4ba^4} - \frac{dE_{\text{kin}}}{dA} = G_{IC} \quad (4)$$

式中, G_1^{dyn} 为动态应变能释放率。在裂纹动态扩展过程中, 如上所述加载位移的变化可忽略, 即 $\delta = \delta_c$, 根据式(3)和式(4)可得到裂纹动态扩展过程中满足以下能量平衡关系:

$$G_1^{\text{dyn}} = \frac{9E_1\delta_c^2}{4ba^4} - \frac{dE_{\text{kin}}}{dA} = G_{IC}^{\text{init}} \frac{a_c^4}{a^4} - \frac{dE_{\text{kin}}}{dA} = G_{IC} \\ = \begin{cases} G_{IC}^{\text{init}}, & a = a_c \\ G_{IC}^{\text{prop}}, & a_c < a < a^{\text{arr}} \end{cases} \quad (5)$$

由此, G_1^{dyn} 的变化情况可表示在图 1 中折线 ABC-DE, 而在稳态裂纹扩展分析中势能随裂纹扩展面积的变化 (G_1^{stat}) 以曲线 ACE 表示。两者之差为动能随裂纹扩展面积的变化率, 对裂纹扩展面积进行积分, 可以推导出试样动能在裂纹扩展过程中的变化:

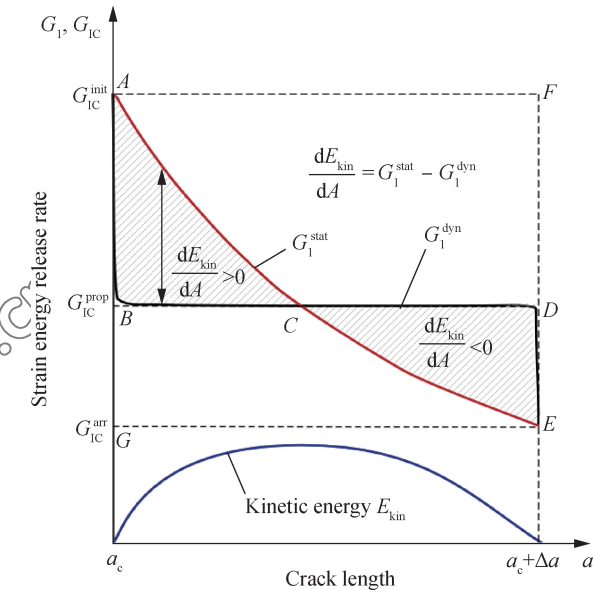


图 1 动态裂纹扩展过程中能量变化示意图
Fig. 1 Schematic diagram of energy change during dynamic crack growth

$$E_{\text{kin}} = \int_{a_c}^{a_c + \Delta a} (G_1^{\text{stat}} - G_1^{\text{dyn}}) b da = \int_{a_c}^{a_c + \Delta a} (G_{IC}^{\text{init}} \frac{a_c^4}{a^4} - G_{IC}^{\text{prop}}) b da \quad (6)$$

式中, $bda = dA$, 为裂纹扩展面积增分。试样动能的变化如图 1 下方曲线所示。在 C 点前, $dE_{\text{kin}}/dA > 0$, 形成新裂纹所释放的能量大于裂纹扩展所需要的能量, 多余的能量转换为试样的动能, 使裂纹加速扩展。在 C 点动能达到了最大值, 随后, 形成新裂纹所释放的能量不足以克服裂纹扩展的阻力, 但试样的动能补足了裂纹扩展所需能量, 使裂纹继续扩展, 直到动能减小为 0, 裂纹扩展停止。

1.2 动态裂纹扩展韧性计算

由上述可知裂纹达到起裂和止裂时动能均为 0, 根据式(6)可以推导出裂纹扩展韧性 G_{IC}^{prop} 与起裂韧性 G_{IC}^{init} 、止裂韧性 G_{IC}^{arr} 的关系为

$$G_{IC}^{\text{prop}} = G_{IC}^{\text{init}} \frac{1 - (G_{IC}^{\text{arr}}/G_{IC}^{\text{init}})^{\frac{3}{4}}}{3[(G_{IC}^{\text{arr}}/G_{IC}^{\text{init}})^{-\frac{1}{4}} - 1]} \quad (7)$$

2 I 型层间断裂韧性试验

2.1 试验材料及方法

I 型层间断裂韧性试验采用 ASTM D5528—13^[24] 规定的 DCB 标准试件, 如图 2 所示。试样尺寸如表 1 所示。试件材料采用威海光威复合材料公司提供的 T300/7901 碳纤维增强环氧树脂预浸料铺设而成。铺层形式如表 2 所示, 共 20 层。为了

对比胶膜的层间增韧效果,制备了含胶膜和不含胶膜 DCB 试件。胶膜采用 ARISAWA 公司提供的 AU-25KA 环氧固化胶膜,该胶膜具有以下特点:(1)韧性值较高,有利于提供层间韧性;(2)与选用的层合板环氧类基体性能相匹配,固化工艺相同;(3)较薄,厚度为 0.1 mm。

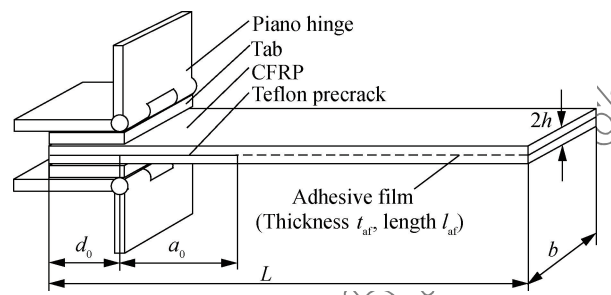


图 2 DCB 试件外形
Fig. 2 DCB specimen configuration
(CFRP: Carbon fiber reinforced polymer)

表 1 DCB 试件的几何参数

Parameter	Description	Value/mm
L	Total length	150
b	Width	25
$2h$	Total thickness	2.5
d_0	End distance	15
a_0	Length of pre-crack	30
l_{af}	Length of adhesive film	85
t_{af}	Thickness of adhesive film	0.1

表 2 复合材料 DCB 试样铺层

Specimen	Stacking sequences
N1	[0/90 ₃ /0] _s //[0/90 ₃ /0] _s
E1-E4	[0/90 ₃ /0] _s /I/[0/90 ₃ /0] _s

Notes: N—Specimen without adhesive film; E—Specimen with epoxy adhesive film; I—Interleaf.

预埋裂纹采用 0.03 mm 厚的 Teflon 薄膜制作。Teflon 薄膜和 Interleaf 胶膜插入在层合板中央的对称面中,通过真空模压工艺制作成 DCB 试件用基本板材。详细制备工艺参见文献[22]。对含胶膜和不含胶膜的试样,分别以 E 和 N+ 试样号命名,如 E1、N1 等。

静态 DCB 试验在万测试验机上进行,采用 2 mm/min 恒定速率位移加载。试样侧面使用刻度标记裂纹长度,对于稳定的裂纹扩展,裂纹每扩展 5 mm,记录一次载荷、位移值;对于非稳定的裂纹扩展,额外记录裂纹起始和停止扩展时对应的载

荷、位移、裂纹长度。对记录数据采用修正梁理论(Modified Beam Theory, MBT)^[25] 计算 G_{IC} ,如下式,并绘制 G_{IC} 随裂纹长度的变化曲线(阻力曲线):

$$G_{IC} = \frac{3P\delta}{2b(a+|D|)} \tag{8}$$

式中: P 为加载力; D 为裂纹长度修正值,其大小为试验值中柔度 C 的 $1/3$ 次方与 a 关系的线性拟合, $C^{1/3}=0$ 时对应 a 的取值,一般情况下 $D < 0$ 。

2.2 裂纹动态扩展现象

图 3 为含胶膜和不含胶膜 DCB 试样的典型载荷-位移曲线(虚线为试验值)。可以看出,不含胶膜的 DCB 试样裂纹只在开始时呈现一小段非稳定扩展,可认为是由于预埋裂纹使用的聚四氟乙烯薄膜过厚导致的,随后裂纹扩展基本保持稳定。而含有胶膜的试样则呈现出显著的四段裂纹动态扩展(裂纹跳跃)。还可以看出,加入胶膜除了对层间断裂韧性提高有显著效果外,同时也带来了剧烈的不稳定裂纹扩展现象。

图 4 为 DCB 试样 E1、N1 的 G_{IC} 随裂纹扩展长度($a-a_0$)的变化情况。其中,正方形表示裂纹稳定扩展时的韧性记录值;三角和圆形分别表示裂纹动态扩展的起裂点和止裂点所对应的起裂韧性 G_{IC}^{int} 与止裂韧性 G_{IC}^{arf} 。可以看出,含胶膜 DCB 试件韧性值 G_{IC}^{arf} 基本与不含胶膜 DCB 试件持平,或略低。含胶膜 DCB 试件裂纹扩展过程中载荷、位移及韧性的记录值如表 3 所示。结果显示,与不含胶膜 DCB 试件相比,含胶膜 DCB 试件的起裂韧性、扩展韧性分别提高了 143%、35%,而止裂韧性则降低了 28%。

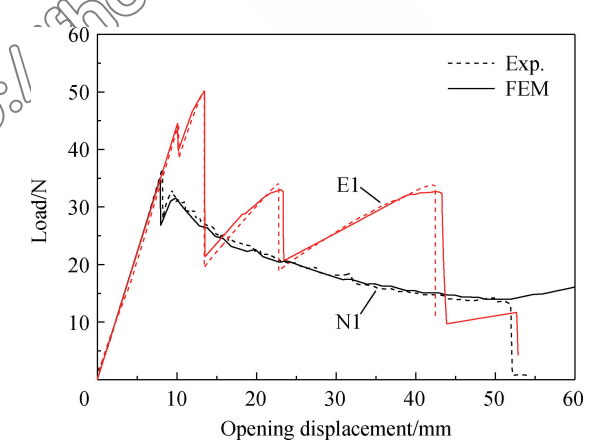


图 3 含胶膜和不含胶膜 DCB 试样的载荷-位移曲线
Fig. 3 Load-displacement curves of DCB specimens with and without adhesive film
(FEM: Finite element method)

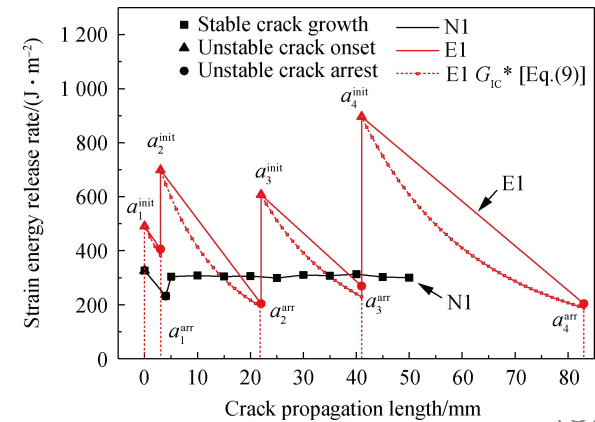


图 4 含与不含胶膜 DCB 试样 R 曲线

Fig. 4 R-curves of DCB specimens with and without adhesive film
(a_i^{init} —Correspond to i th stage crack initiation length;
 a_i^{arr} —Correspond to i th stage crack arrest length)

对于含胶膜 DCB 试样, G_{IC}^{init} 比 G_{IC}^{prop} 高 80%。加入胶膜所带来的起裂韧性与扩展韧性的差异是形成裂纹动态扩展的主要原因, 而裂纹扩展的非稳定程度则取决于其差值的大小。反之, 不含胶膜试样由于

破坏形式单一, 没有起裂与展韧性的差异, 因此裂纹扩展十分稳定。

图 5(a)为试验后拍摄的含胶膜 DCB 试样裂纹表面照片。观察分析表明, 试样破坏模式主要包含胶膜的内聚破坏(白色)与胶膜与碳纤维增强聚合物基(CFRP)复合材料的黏接界面破坏(黑色)。胶膜的内聚破坏机制为: 高分子链在拉伸应力下先被拉直, 达到强度后产生破坏, 分子链取向一致导致胶膜变得不透明。而胶膜与 CFRP 界面的破坏韧性较低, 不足以使分子链被拉直, 因此断面保持黑色。根据观察绘制的裂纹起裂和扩展阶段中不同破坏模式及其路径变化情形如图 5(b)所示。除了第一个裂纹扩展为树脂囊破坏转化为胶膜/纤维界面破坏, 后三个裂纹均为胶膜内聚破坏转换为界面破坏。而对于不含胶膜的 DCB 试样, 裂纹始终沿 0° 纤维层间界面扩展(见图 10(b))。总之, 加入胶膜后, 裂纹的起裂与扩展的路径不一致, 导致层间断裂韧性的变化, 最终使裂纹快速扩展, 即裂纹失去

表 3 T300/7901 复合材料 DCB 试验结果

Table 3 DCB experimental results of T300/7901 composites

Specimen & crack No.		Crack length ^a /mm		Load/N		Displacement/ mm	Fracture toughness/(J•m ^{-3/2})		
		Initial.	Arrest	Initial.	Arrest		G_{IC}^{init}	G_{IC}^{arr}	G_{IC}^{prop}
N1	1	55	59	36.24	27.97	8.20	325.82	231.97	275.60
	2	60	—	32.14	—	9.54	—	—	303.91
	3	65	—	30.36	—	11.06	—	—	307.85
	4	70	—	27.36	—	13.06	—	—	304.39
	5	75	—	26.09	—	14.75	—	—	306.05
	6	80	—	24.34	—	16.44	—	—	298.54
	7	85	—	23.39	—	18.87	—	—	309.93
	8	90	—	21.82	—	21.22	—	—	307.18
	9	95	—	20.32	—	24.51	—	—	313.17
	10	100	—	19.39	—	26.12	—	—	302.44
	11	105	—	18.24	—	28.89	—	—	299.77
Avg. & Deviation ^b								305.32	1.47%
E1	1	55	58	44.14	38.44	10.22	490.2	405.70	446.30
	2	58	77	50.44	49.36	13.43	698.5	203.50	389.10
	3	77	96	34.28	18.88	22.79	607.2	268.70	409.50
	4	96	138	33.84	11.05	42.45	896.2	203.70	447.00
E2	1	53	59	43.73	31.19	11.85	584.6	375.10	470.20
	2	59	91	47.85	13.64	18.79	913.4	169.00	416.50
	3	91	133	31.82	10.08	42.41	890.3	193.00	434.90
E3	1	55	90	53.35	9.75	17.70	1 032.1	115.80	381.10
	2	90	113	23.60	11.53	37.18	586.1	228.20	372.50
	3	113	133	19.21	10.37	59.72	610.1	279.80	418.40
E4	1	43	90	71.47	12.35	13.80	1 046.2	67.8	370.8
E1—E4		Avg. ^b					743.1	220.8	412.5
		Deviation ^b					20.3%	18.4%	6.18%
		Compared to N1					243.3%	72.3%	135.1%

Notes: ^a Modified crack length with MBT is used; ^b The first crack is neglected to eliminate the effect of resin pocket caused by the Teflon film.

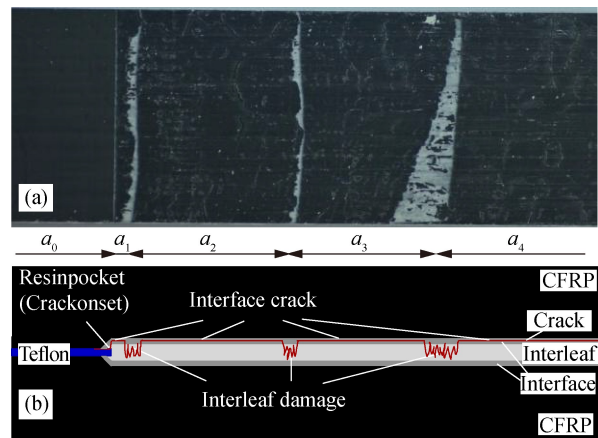


图 5 试样 E1 破坏表面(a)及裂纹扩展路径示意图(b)
Fig. 5 Fracture surface photo (a) and crack growth path (b) of E1 specimen

了稳定性。

3 有限元模拟

3.1 数值实现方法

采用有限元软件 ABAQUS 提供的 VCCT 模拟 DCB 试验中裂纹的动态扩展行为。VCCT 的基本原理是根据裂纹尖端的节点力与前段裂纹开裂后的位移，计算该节点的应变能释放率 G_I ，并与输入的临界应变能释放率 G_{IC} 比较，当 $G_I > G_{IC}$ 时，认为裂纹扩展。利用有限元方法(FEM)对动态裂纹扩展问题进行分析时，必须考虑动能效应建立运动方程，使非线性求解问题变得异常复杂。因此为了便于实现前述提出的动态裂纹扩展模型，本文在有限元分析中将其简化为准静态分析，即动态下的裂纹运动问题可以处理为准静态下的裂纹不断开裂过程。在这个框架下只需要对输入参数 G_{IC} 进行如下修正：

$$G_{IC}^* = G_{IC}^{prop} + \frac{dE_{kin}}{dA} = G_{IC}^{stat} = G_{IC}^{init} \frac{a_c^4}{a^4} \tag{9}$$

式中， G_{IC}^* 为考虑动能变化的准静态下断裂韧性修正值，它相当于裂纹扩展的实际阻力加上动能随裂

纹扩展面积的变化率。准静态分析中动态裂纹扩展的等效能量转化关系，如表 4 所示。通过上述处理在准静态分析中，以 G_{IC}^* 为控制量，也能使裂纹扩展过程与动态扩展保持一致。

由式(9)计算出的有限元输入值 G_{IC}^* 与裂纹长度的关系，表示在图 4 中方点线。根据有限元网格大小进行离散化，裂纹长度按每隔 1 mm 计算一次 G_{IC} 。在有限元分析中，通过 ABAQUS 提供的节点应变能释放率(Nodal energy rate)功能，定义相应的裂纹长度，令同一裂纹长度下沿宽度方向各节点赋予相同的 G_{IC}^* 。有限元实现过程可由图 6 所示的流程图给出。

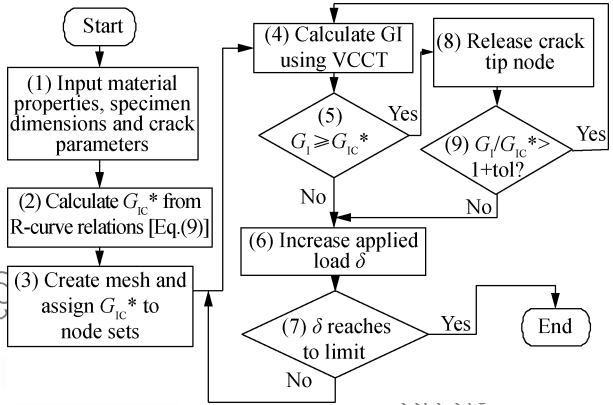


图 6 裂纹扩展分析流程
Fig. 6 Flowchart of crack propagation analysis

3.2 有限元模型

根据前述 DCB 试样的外形尺寸(见表 1)，建立有限元模型和网格划分及边界条件，如图 7 所示。模型采用三维实体单元 C3D8R，T300/7901 复合材料板模型的长度和宽度方向网格大小均为 1 mm，厚度方向为 0.25 mm，胶膜厚度为 0.1 mm，共有 39 650 个单元。对模型下表面距试件左端部 d_0 (15 mm)处施加双向位移-载荷的加载位置施加除绕 y 轴旋转以外的约束，相当于试验中的固定铰支

表 4 动态裂纹扩展的准静态等效方法的概要

Table 4 Summary of quasi-static approach for dynamic crack growth

	G_I	G_{IC}	dE_{kin}/da	E_{kin}
Dynamic crack propagation	$G_{IC}^{init} \frac{a_c^4}{a^4}$	G_{IC}^{prop}	$G_{IC}^{init} \frac{a_c^4}{a^4} - G_{IC}^{prop}$	$\int_{a_c}^a (G_{IC}^{init} \frac{a_c^4}{a^4} - G_{IC}^{prop}) b da$
Static simulation	$\frac{9E_1\delta^2}{4ba^4}$	$G_{IC}^* = G_{IC}^{init} \frac{a_c^4}{a^4}$	—	—

Notes: G_I —Energy release rate; G_{IC} —Fracture toughness; dE_{kin}/da —Evolution of kinetic energy in relation to crack length; E_{kin} — Kinetic energy; G_{IC}^{init} —Fracture toughness at crack initiation; G_{IC}^{prop} —Fracture toughness at crack propagation; a_c —Crack length at initiation; a —Crack length; b —Specimen width; E_1 —Flexural modulus of upper half or lower half of specimen; δ —Displacement; G_{IC}^* —Equivalent fracture toughness.

约束; 对模型上表面距试件左端部 d_0 (15 mm) 处施加沿 z 方向的位移-载荷, 记录计算过程中施加载荷与张开位移数据。有限元分析中使用的 T300/7901 复合材料力学性能参数^[26], 如表 5 所示。

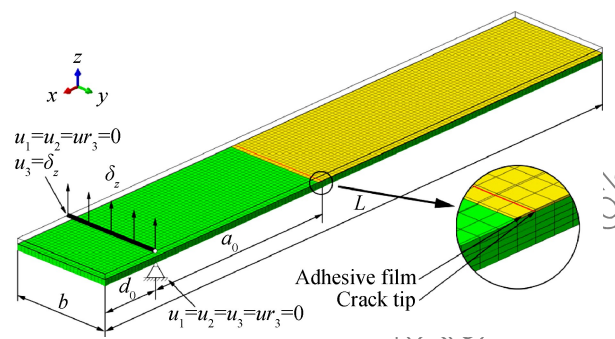


图 7 DCB 试样 FEM 模型
Fig. 7 FEM model of DCB specimen

(u_i —Displacement constraints in i direction: 1 for x , 2 for y , 3 for z ; ur_i —Rotation constraints in i direction: 1 for x , 2 for y , 3 for z ; δ_z —Opening displacement)

3.3 有限元模拟结果

图 3 为 DCB 试件 (E1 和 N1) 典型载荷-位移曲线的有限元模拟与测试结果对比。可以看出, 计算得到的载荷-位移曲线与试验值基本吻合, 各阶段分层扩展过程也基本一致。表明采用保持不变的 G_{IC} 可以很好地模拟稳定裂纹的扩展, 而利用准静态修正值 G_{IC}^* (粗实线) 方法模拟裂纹动态扩展过程中载荷突降现象具有较高的准确度。

图 8 为 DCB 试样的裂纹扩展长度-加载位移的关系。在连续加载下, 试样 N1 呈裂纹稳定扩展, 裂纹长度随加载位移增大而稳定增加。对于试样 E1 则呈裂纹非稳定扩展, 裂纹长度的实验值为每次裂纹跳跃扩展时试样侧面刻度记录下的起裂和止裂值。可以看出, 无论裂纹的扩展过程是否稳定, 有限元计算得到的裂纹扩展长度-加载位移关系与试验结果均基本吻合, 特别是在各跳跃阶段的分层快速扩展过程也基本一致。表明使用准静态简化模型处理裂纹动态扩展问题的有效性。

图 9 为计算得到的试样 E1 各段裂纹动态扩展前, I 型应变能释放率沿宽度方向的分布情况。可

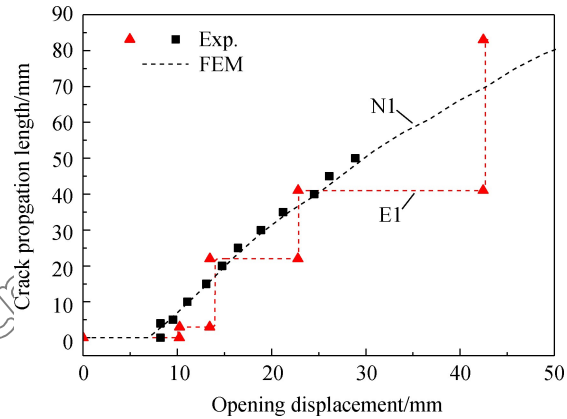


图 8 裂纹扩展长度-位移关系
Fig. 8 Relationship between crack propagation length and displacement

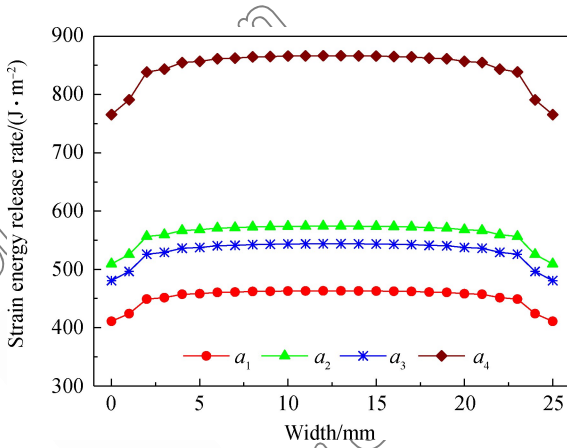


图 9 计算出的应变能释放率 G_I 沿试样宽度方向分布
Fig. 9 Calculated distribution of strain energy release rate G_I along specimen width

以看出, DCB 试样开裂前, 应变能释放率随宽度并非均匀分布, 而是呈现出中间高, 边缘低的现象。这是由于悬臂梁弯曲时, 其中性层两侧分别受到长度方向上的压缩、拉伸应力, 而泊松效应使梁的宽度方向上压缩、拉伸, 两侧分别产生正、负应变, 使悬臂梁的横截面上产生拱形翘曲, 在宽度方向上双悬臂梁上下层板的距离呈现中间高于两侧分布。不少学者^[27-29]对此现象进行了研究, 分析了 G_I 的宽度分布与试样尺寸的关系, 并表明这种分布状态使裂纹扩展先发生在中间处, 随后向试样边缘处

表 5 T300/7901 复合材料的力学参数^[26]
Table 5 Material properties for T300/7901 composites^[26]

Material	E_1 /GPa	$E_2=E_3$ /GPa	$G_{12}=G_{13}$ /GPa	G_{23} /GPa	$\nu_{12}=\nu_{13}$	ν_{23}
CFRP	137.78	8.91	4.41	3.01	0.3	0.48
Adhesive	4	4	—	—	0.3	0.3

Notes: E_i —Lamina modulus in i direction; G_{ij} —Lamina shear modulus in ij direction; ν_{ij} —Poisson's ration in ij direction.

传播,使裂纹前缘产生“C”形弯曲。

图 10 为利用 VCCT 有限元计算得到的裂纹扩展过程中裂纹前缘的弯曲轮廓。对试件 N1 裂纹每扩展 5 mm 取一次前缘,对试件 E1 取裂纹起裂、止裂的前缘,裂纹止裂至下一段裂纹起裂的区间以白色区域标示,并与试样的断裂表面图进行对比。有限元结果表明,裂纹扩展过程中,沿宽度方向上传播存在边缘滞后于中间的情况。对 E1 试样而言,裂纹在止裂时的弯曲程度比起裂时剧烈,这是由于裂纹前缘的弯曲程度随悬臂梁的长宽比增加而增加^[27],止裂时裂纹长度比起裂时高,因此裂纹前缘更加弯曲。而在裂纹扩展止裂到下一段裂纹起裂前,由于 G_I 没达到下一段裂纹起裂的 G_{IC} ,裂纹只能横向扩展(从中央向两侧扩展),此时裂纹前缘逐渐变直。在图 3 所示的载荷-位移曲线中,裂纹止裂后到下一段裂纹起裂前,载荷轻微下降,正是由裂纹横向扩展引起的。同时,在试样 E1 的裂纹 a_4 扩展前,也观察到同样现象,说明裂纹动态扩展止裂后的裂纹前缘弯曲效应,使下一段裂纹起裂前,载荷轻微下降。

为了定量表述裂纹快速扩展过程中的能量分布变化,图 11 为计算得到的试样 E1 在裂纹扩展过程中的应变能释放率和动能分布与解析结果的比较。其中解析结果为采用式(7)、式(8)和式(9)分别求得的动能。由于裂纹前缘的弯曲效应与整齐的有限元网格不匹配,导致裂纹扩展过程中有限元计算所得的 G_I 产生边缘效应,即边缘处后扩展节点的 G_I 计算值产生奇异,约为 G_{IC} 的 2~3 倍;而中间节点

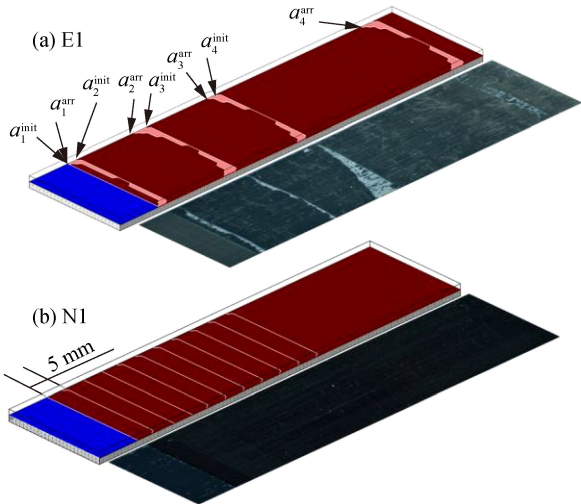


图 10 计算出的裂纹扩展过程中弯曲裂纹前缘轮廓
Fig. 10 Calculated profile of curved crack front during crack growth

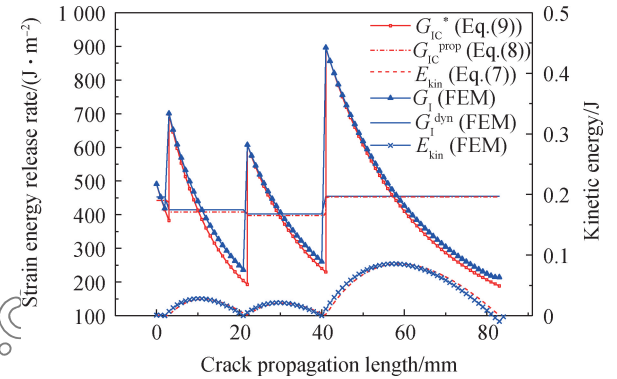


图 11 计算出的试样 E1 在裂纹扩展中的应变能释放率和动能
Fig. 11 Calculated the strain energy release rate and kinetic energy for E1 specimen during crack growth

的 G_I 计算值则不产生奇异,只是稍高于 G_{IC} ,满足裂纹向前扩展的条件 $G_I > G_{IC}$ 。本文提取 G_I 计算值的平均值只考虑中间节点,因此结果稍微高于输入的 G_{IC}^* ,同时有限元计算所得的 G_{IC}^{prop} 也轻微高于解析结果。根据能量关系计算所得的动能,表明裂纹的传播会先增加后减小。但研究表明,裂纹传播速度具有一定阈值^[11],在 DCB 试件中该速度是否达到阈值,以及达到阈值后会对裂纹扩展驱动力产生什么样的影响,需要在后续工作中进一步探讨。

4 结 论

本文通过试验和数值仿真两方面研究了含胶膜层的层合板双悬臂梁 (DCB) 试件的裂纹动态扩展-止裂问题。

(1) 复合材料 I 型层间断裂韧性试验结果表明,加入胶膜后对层间断裂韧性提高有显著效果(动态断裂韧性 G_{IC}^{prop} 提高了约 35%)外,同时也带来了剧烈的不稳定裂纹扩展现象。裂纹跳跃扩展的原因可归结于裂纹的起裂与扩展路径发生转变(从胶膜内聚破坏转换为胶膜/碳纤维增强聚合物基(CFRP)复合材料的界面破坏),导致层间断裂韧性的变化,最终使裂纹快速扩展,失去稳定性。

(2) 基于裂纹动态扩展下,动能与裂纹驱动力间的转换关系,提出了裂纹动态扩展-止裂问题的准静态分析方法。

(3) 运用此方法对 DCB 试件进行有限元模拟结果表明,载荷-位移曲线、裂纹扩展长度及能量参数随裂纹长度的变化关系等均与试验结果定量一致,验证了本方法的适用性及准确性。为复合材料

层间裂纹动态扩展分析提供了一种有效方法。

(4) 尽管本文所提出的模型在准静态下分析非稳态裂纹的扩展长度-能量关系上是有效的,但裂纹扩展-时间关系的问题尚未触及,因此裂纹传播速度的影响及其完全动力学的分析和试验工作是后续深入探索的重点。

参考文献:

- [1] 董慧民, 益小苏, 安学锋, 等. 纤维增强热固性聚合物基复合材料层间增韧研究进展[J]. 复合材料学报, 2014, 31(2): 273-285.
DONG H M, YI X S, AN X F, et al. Development of interleaved fibre-reinforced thermoset polymer matrix composites [J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2014, 31(2): 273-285 (in Chinese).
- [2] 高峰, 矫桂琼, 高艳秋, 等. 层间颗粒增韧 HT3/QY8911 的损伤阻抗和损伤容限[J]. 复合材料学报, 2006, 23(1): 167-172.
GAO F, JIAO G Q, GAO Y Q, et al. Damage resistance and damage tolerance of HT3/QY8911 with thermoplastic particle interlayers[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2006, 23(1): 167-172 (in Chinese).
- [3] HADAVINIA H, GHASEMNEJAD H. Effects of mode I and mode II interlaminar fracture toughness on the energy absorption of CFRP twill/weave composite box sections[J]. Composite Structures, 2009, 89(2): 303-314.
- [4] GUO C, SUN C T. Dynamic mode I crack propagation in a carbon/epoxy composite[J]. Composites Science & Technology, 1998, 58(9): 1405-1410.
- [5] HOJO M, ANDO T, TANAKA M, et al. Modes I and II interlaminar fracture toughness and fatigue delamination of CF/epoxy laminates with self-same epoxy interleaf[J]. International Journal of Fatigue, 2006, 28(10): 1154-1165.
- [6] REHAN M S B M, ROUSSEAU J, FONTAINE S, et al. Experimental study of the influence of ply orientation on DCB mode-I delamination behavior by using multidirectional fully isotropic carbon/epoxy laminates[J]. Composite Structures, 2017, 161: 1-7.
- [7] KINLOCH A J, SANCHEZ F R. The fracture behaviour of structural adhesives under high rates of testing[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2009, 76(18): 2868-2889.
- [8] DAVIDSON P, WAAS A M. Non-smooth mode I fracture of fibre-reinforced composites: An experimental, numerical and analytical study[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering, 2012, 370(1965): 1942-1965.
- [9] MOTT N F. Fracture of metals: Theoretical considerations [J]. Engineering, 1948, 165: 16-18.
- [10] 范天佑. 断裂动力学原理与应用[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 2006.
FAN T Y. Principle and application of fracture dynamics [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 2006 (in Chinese).
- [11] 张振亚, 段忠, 周风华. 脆性裂纹动态传播中的速度振荡现象和理论分析[J]. 力学学报, 2013, 45(5): 729-738.
ZHANG Z Y, DUAN Z, ZHOU F H. Experimental and theoretical investigations on the velocity oscillations of dynamic crack propagating in brittle material tension [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2013, 45(5): 729-738 (in Chinese).
- [12] KANNINEN M F. A dynamic analysis of unstable crack propagation and arrest in the DCB test specimen[J]. International Journal of Fracture, 1973, 10(3): 415-430.
- [13] KUSAKA T, HOJO M, MAI Y W, et al. Rate dependence of mode I fracture behaviour in carbon-fibre/epoxy composite laminates[J]. Composites Science & Technology, 1998, 58(3-4): 591-603.
- [14] Abaqus analysis user's guide: Crack propagation analysis [EB/OL]. Dassault: Abaqus 6.14 Online Documentation, 2014.
- [15] HEIDARI-RARANI M, SHOKRIEH M M, CAMANHO P. Finite element modeling of mode I delamination growth in laminated DCB specimens with R-curve effects[J]. Composites Part B: Engineering, 2013, 45(1): 887-893.
- [16] SUN C, THOULESS M D, WAAS A M, et al. Ductile-brittle transitions in the fracture of plastically deforming, adhesively bonded structures. Part II: numerical studies[J]. International Journal of Solids and Structures, 2008, 45(17): 4725-4738.
- [17] SHOKRIEH M M, RAJABPOUR-SHIRAZI H, HEIDARI-RARANI M, et al. Simulation of mode I delamination propagation in multidirectional composites with R-curve effects using VCCT method[J]. Computational Materials Science, 2012, 65: 66-73.
- [18] BLACKMAN B R K, KINLOCH A J, SANCHEZ F S R, et al. The fracture behaviour of structural adhesives under high rates of testing[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2009, 76(18): 2868-2889.
- [19] KARAC A, BLACKMAN B R K, COOPER V, et al. Modelling the fracture behaviour of adhesively-bonded joints as a function of test rate[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2011, 78(6): 973-989.
- [20] 庄茁. 断裂动力学有限元程序的开发及在天然气管道裂纹扩展问题上的应用[J]. 工程力学, 1999, 16(1): 105-114.
ZHUANG Z. The development and application of the dynamic fracture analysis code for crack propagation in gas pipelines [J]. Engineering Mechanics, 1999, 16(1): 105-114 (in Chinese).

- [21] 乔文静, 肖毅, 福田博, 等. 内埋元件复合材料层合板分层损伤的试验及数值研究[J]. 玻璃钢/复合材料, 2014(6): 4-11.
- QIAO W J, XIAO Y, HIROSHI F, et al. An experimental and numerical investigation on the delamination in composite laminates with embedded devices[J]. *Fiber Reinforced Plastics/composites*, 2014(6): 4-11 (in Chinese).
- [22] XIAO Y, QIAO W, FUKUDA H, et al. The effect of embedded devices on structural integrity of composite laminates [J]. *Composite Structures*, 2016, 153: 21-29.
- [23] GDOUTOS E E. *Fracture mechanics*[M]. Springer, 2005.
- [24] ASTM International. Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites: ASTM D5528—13[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2013.
- [25] HASHEMI S, KINLOCH A J, WILLIAMS J G. Corrections needed in double-cantilever beam tests for assessing the interlaminar failure of fibre-composites[J]. *Journal of Materials Science Letters*, 1989, 8(2): 125-129.
- [26] WANG J, XIAO Y. Some improvements on Sun-Chen's one-parameter plasticity model for fibrous composites (Part II: Finite element method implementation and applications)[J]. *Journal of Composite Materials*, 2017, 51(4): 533-545.
- [27] DAVIDSON B D. An analytical investigation of delamination front curvature in double cantilever beam specimens [J]. *Journal of Composite Materials*, 1990, 24(11): 1124-1137.
- [28] SUN C T, ZHENG S. Delamination characteristics of double-cantilever beam and end-notched flexure composite specimens[J]. *Composites Science & Technology*, 1996, 56(4): 451-459.
- [29] MARJANOVIĆ M, MESCHKE G, VUKSANOVIĆ D. A finite element model for propagating delamination in laminated composite plates based on the virtual crack closure method [J]. *Composite Structures*, 2016, 150: 8-19.