



树脂富集区对复合材料多向板I型分层断裂行为的影响

曹东风 邵磊 段青枫 麻宇豪 张旭东 胡海晓 冀运东 李书欣

Effect of resin-rich zone on fracture behavior of mode-I delamination of multi-directional laminates

CAO Dongfeng, SHAO Lei, DUAN Qingfeng, MA Yuhao, ZHANG Xudong, HU Haixiao, JI Yundong, LI Shuxin

在线阅读 View online: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20241023.001>

您可能感兴趣的其他文章

Articles you may be interested in

基于复合材料I型分层损伤机制的解耦内聚力方法

Decoupling cohesion method based on Mode I delamination damage mechanism of composite materials

复合材料学报. 2024, 41(9): 4942–4955 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20240311.004>

一种厚度无关的复合材料I型分层扩展桥接律构建方法

A novel approach to construct a thickness-independent bridging law for large scale bridging in type I delamination of composites

复合材料学报. 2024, 41(10): 5634–5645 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20240320.002>

PBO纤维增强环氧树脂复合材料层间I型断裂韧性的DIC技术测量

Mode I interlaminar fracture toughness measurement of PBO fiber reinforced epoxy composites by DIC technology

复合材料学报. 2023, 40(1): 72–82 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20220112.002>

纤维桥联效应下复合材料层合板的屈曲及分层扩展模拟

Simulation of buckling and delamination propagation of composite laminates with fiber bridging

复合材料学报. 2022, 39(5): 2504–2514 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20210622.004>

再生钢纤维增韧超高性能混凝土的力学性能

Mechanical properties of recycled steel fiber reinforced ultra-high-performance concrete

复合材料学报. 2019, 36(8): 1949–1956 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20180921.001>

取向碳纳米管纤维纱插层碳纤维/环氧树脂复合材料的层间性能及增韧机制

Interlaminar properties and toughening mechanisms of aligned carbon nanotube fiber veil interleaved carbon fiber/epoxy composites

复合材料学报. 2023, 40(10): 5611–5620 <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20221228.002>



扫码关注微信公众号，获得更多资讯信息

树脂富集区对复合材料多向板 I 型分层断裂行为的影响



分享本文

曹东风¹, 邵磊¹, 段青枫^{*1,3}, 麻宇豪¹, 张旭东¹, 胡海晓^{2,3}, 冀运东¹, 李书欣^{1,2,3}

(1. 武汉理工大学 材料复合新技术国家重点实验室, 武汉 430070; 2. 国家能源氢能及氨氢融合新能源技术重点实验室, 佛山仙湖实验室, 佛山 528200; 3. 武汉理工大学 新材料力学理论与应用湖北省重点实验室, 武汉 430070)

摘要: 双悬臂梁 (Double cantilever beam, DCB) 试验是测定复合材料层合板 I 型层间断裂能最主要的方法。针对 DCB 试样因铺贴聚四氟乙烯薄膜预制分层产生树脂富集区对 I 型断裂能计算不准确的问题, 本文设计 3 种铺层角度 (0°/0°、0°/45°、0°/90°) 的 DCB 试验, 采用扫描电镜表征 DCB 裂纹断面的微观形貌, 量化树脂富集影响区域, 研究 3 种工况树脂富集对载荷-位移曲线的非线性行为的影响规律。建立含树脂富集区和纤维桥接扩展区的 DCB 数值模型, 开展量化分析解释和揭示树脂富集区对断裂能 R 曲线的影响规律。试验结果表明: 3 种铺层角度对应的树脂富集区的长度明显不同, 0°/0° 试样最长, 0°/90° 试样最短。树脂富集区和纤维桥接扩展区的耦合作用, 导致载荷-位移曲线呈现不同的非线性行为。构建的数值分析模型可以准确预测与试验一致的载荷-位移曲线, 验证了树脂富集区对 I 型分层初始断裂韧性的影响规律。

关键词: DCB; 预制分层; 树脂富集区; 断裂能; 纤维桥接; 影响规律

中图分类号: TB332 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2025)08-4399-11

Effect of resin-rich zone on fracture behavior of mode-I delamination of multi-directional laminates

CAO Dongfeng¹, SHAO Lei¹, DUAN Qingfeng^{*1,3}, MA Yuhao¹, ZHANG Xudong¹, HU Haixiao^{2,3},
JI Yundong¹, LI Shuxin^{1,2,3}

(1. State Key Laboratory of Advanced Technology for Materials Synthesis and Processing, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China; 2. National Key Laboratory of Hydrogen Energy and Ammonia Hydrogen Fusion New Energy Technology, Foshan Xianhu Laboratory, Foshan 528200, China; 3. Hubei Key Laboratory of Theory and Application of Advanced Materials Mechanics, Wuhan University of Technology, Wuhan 430070, China)

Abstract: The double cantilever beam (DCB) test is the most primary method for determining the interlaminar fracture energy of composite laminate mode-I. In order to address the issue of inaccurate calculation of the mode-I fracture energy due to the resin-rich zone generated by prefabricated delamination from laying polytetrafluoroethylene film for DCB specimens, DCB tests with three laying angles (0°/0°, 0°/45°, 0°/90°) were designed and scanning electron microscopy was used to characterize the microstructure of DCB crack surfaces. The influence mechanism of resin-rich zone was quantified, and the nonlinear behavior of load-displacement curves under three working conditions of resin enrichment was studied. A numerical model of the DCB containing resin-rich zone and fiber bridging propagation zone was established to conduct quantitative analysis, interpretation, and reveal the mechanisms of the resin-rich zone on the fracture energy R curve. Experimental results show that the lengths of

收稿日期: 2024-08-12; 修回日期: 2024-10-12; 录用日期: 2024-10-13; 网络首发时间: 2024-10-23 16:24:00

网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20241023.001>

基金项目: 国家自然科学基金 (52273080; 12302481); 湖北省自然科学基金 (20231j0223); 2023 年湖北省重大攻关项目 (JD2023BAA028)

National Natural Science Foundation of China (52273080; 12302481); Natural Science Foundation of Hubei Province (20231j0223); Major Research Projects in Hubei Province in 2023 (JD2023BAA028)

通信作者: 段青枫, 博士, 研究方向为复合材料结构强度与疲劳断裂 E-mail: Absinthe1223@whut.edu.cn

引用格式: 曹东风, 邵磊, 段青枫, 等. 树脂富集区对复合材料多向板 I 型分层断裂行为的影响 [J]. 复合材料学报, 2025, 42(8): 4399-4409.

CAO Dongfeng, SHAO Lei, DUAN Qingfeng, et al. Effect of resin-rich zone on fracture behavior of mode-I delamination of multi-directional laminates[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2025, 42(8): 4399-4409(in Chinese).

resin-rich zone corresponding to the three laying angles are significantly different, with the 0°/0° specimen being the longest and the 0°/90° specimen being the shortest. The coupling effect between the resin-rich zone and fiber bridging propagation zone results in different nonlinear behaviors in the load-displacement curves. The constructed numerical analysis model can accurately predict load-displacement curves consistent with experiments, verifying the influence of resin-rich zone on the initial fracture toughness of mode-I layer.

Keywords: double cantilever beam; prefabricated delamination; resin-rich zone; fracture energy; fiber bridging; influence mechanism

碳纤维增强树脂基复合材料是一种具有优异性能的复合材料,具有高比强度、高比模量、耐高温、耐腐蚀、设计自由度高等优点^[1],被广泛应用于航空航天、汽车工业、船舶建造等领域^[2]。由于复合材料层合板的层间性能远低于其面内性能,导致分层损伤是复合材料层合板结构最常见和最危险的失效模式之一^[3]。由分层增长引起的刚度和强度的损失会对结构完整性和服役安全性产生巨大影响。因此,在复合材料结构的设计和分析过程中,复杂工程应用条件下的分层起始和扩展研究引起广泛关注。

在复合材料中,可以使用断裂能来描述和分析分层损伤的情况。层间断裂韧性是衡量材料层间耐断裂性的指标,是评价复合材料完整性和耐久性的关键参数。双悬臂梁(Double cantilever beam, DCB)试验是由 ASTM D5528-13^[4] 标准规定的复合材料层合板 I 型断裂韧性(G_{IC})测试方法,通过在试样中间嵌入非粘合剂插入物(如聚四氟乙烯薄膜)作为预制分层。当嵌入聚四氟乙烯薄膜作为预制分层时,预制分层区域的树脂会沿着聚四氟乙烯薄膜光滑表面流动并在人工预制裂纹尖端积累富集,形成一个树脂富集区^[5]。Bin 等^[6]在 DCB 试验时通过扫描电镜对试样断面的观察,发现初始裂纹前端之后存在一个区域,其中断裂表面被树脂覆盖。Gonzalez 等^[7]通过扫描电镜也观察到 0°/0° 界面试样在人工预制裂纹的末端存在富含树脂的区域。研究者们^[5, 7-13]已经发现树脂富集区的存在会对 DCB 试样的载荷-位移响应产生显著影响,如图 1 所示。Cao 等^[5]在对复合材料层合板进行 DCB 试验时嵌入聚四氟乙烯薄膜作为人工预制裂纹,发现载荷-位移曲线在线性段结束后出现载荷陡降现象,并将其原因归于聚四氟乙烯薄膜造成的树脂积聚所致。Zhao 等^[13]对 Double-Double 层合板进行 I 型分层试验时发现 0°/0° 界面试样由于初始裂纹尖端的树脂富集,载荷-位移曲线的线性阶段和非线性特征阶段均表现出明显的载荷陡降,载荷的急剧降低使裂纹迅速

扩展 3~6 mm。当裂纹扩展至正常层间时,由于纤维桥接的影响,层间断裂韧性会随着裂纹扩展长度增长,逐渐达到稳定状态^[14],形成“R 曲线”(Resistance curve)。R 曲线的测定也会受到树脂富集区的影响。Kaushik 等^[15]在 DCB 试验中发现由于树脂富集区造成的裂纹快速扩展会使 G_{IC} 值陡然下降,然后随着裂纹长度的增加,形成典型的 R 曲线。Thorsson 等^[16]也观测到了 R 曲线会因树脂富集区产生类似下降现象。目前有两种主要的处理手段:(1)把载荷-位移曲线中的“陡降”当成实验误差,直接忽略了它的影响^[17-20];(2)采用 ASTM D5528-13^[4] 标准建议,使用预裂的试样开展试验来减小树脂富集区的影响^[21],即先拉伸 2~3 mm 裂纹长度,然后开始记录数据。但是该标准只针对单向复合材料层合板,且不同的铺层角度所对应的树脂富集区长度是不同的,采用这种“统一”预张开长度的方法,依然存在较大的偏差。如果预张开的长度太短,树脂富集区的影响不能完全消除;如果张开位移太大,层间出现纤维桥接效应,纤维桥接效应的产生可能会导致初始断裂能的测量和计算偏高。针对这一问题,

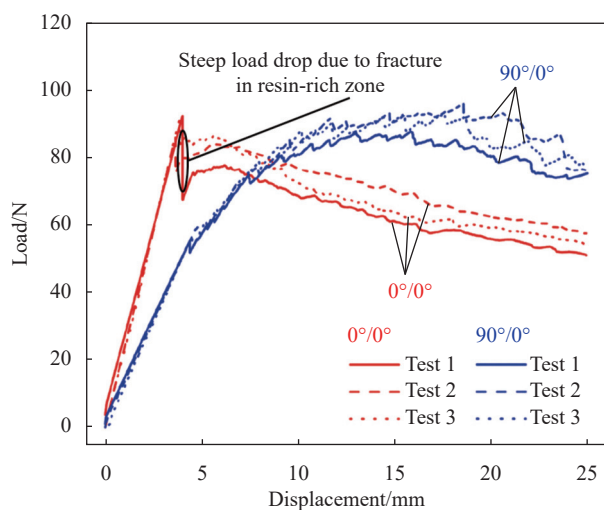


图 1 树脂富集区对载荷-位移曲线影响示意图^[13]

Fig. 1 Schematic diagram of the influence of resin-rich zone on load-displacement curves^[13]

确定不同铺层角度产生的预制裂纹尖端树脂富集影响区域，并开展相应的定量数值分析，解释和揭示树脂富集区对断裂能 R 曲线的影响非常重要。

ASTM D5528-13^[4] 试样裂纹扩展路径应包含树脂富集区和纤维桥接扩展区。目前针对纤维桥接扩展问题，众多数值模型被提出用来刻画纤维桥接区的非线性行为。众多研究者^[22-26] 基于内聚力 (Cohesive zone model, CZM) 开发出三线性、四线性等多种本构关系研究纤维桥接的非线性损伤行为。比如，张旭东等^[25] 通过建立内聚力单元模型来解耦不同损伤尺度的分层损伤机制，独立表征了不同损伤机制在分层扩展过程中所作的贡献。Duan 等^[26] 提出了一种能够解耦裂纹尖端和纤维桥接的基于机制的内聚力模型 (Mechanism based cohesive zone method, MB-CZM)。该模型采用叠加的两类内聚力单元模型完成了树脂基体损伤和纤维桥接效应的解耦，并与相关实验进行对比，验证了该模型的准确性和有效性。但是几乎所有的纤维桥接模型都没有考虑树脂富集区的影响。本文将使用 MB-CZM 结合双线性内聚力单元模型模拟纤维桥接扩展区和树脂富集区的损伤扩展行为。

本文针对树脂富集区对 I 型分层断裂行为影响的问题，设计多向铺层角度 DCB 试验，研究了树脂富集区对载荷-位移曲线和断裂韧性曲线的影响规律。采用扫描电镜观察试样断面微观形貌，量化不同铺层角对应的树脂富集影响区间，建立含树脂富集区和纤维桥接扩展区的 DCB 数值模型。分别采用 MB-CZM 和双线性内聚力单元模型描述纤维桥接扩展区和树脂富集区的损伤演化过程。得到不同铺层角 DCB 的载荷-位移数值预测曲线和实验对比验证数值分析的有效性和可靠性。该模型用于解释和揭示树脂富集区对 I 型分层初始断裂韧性的影响规律。

1 DCB 试样与试验方法

1.1 DCB 试样铺层设计制备

通过手工铺贴然后使用热压罐固化工艺完成 24 层 T700 级单向碳纤维/环氧树脂预浸料 (EV201-35%-12 KHF30 F-U-200gsm-1000, 恒神) 单向板 DCB 试样制备，复合材料基本力学性能如表 1 所示。DCB 试样铺层设计为 $[0_{11}/\theta//0_{12}]$ ，其中 $\theta=0^\circ$ 、 45° 和 90° ，符号//表示在制备中引入预制裂纹所在位置。在试样 12 层//13 层中间人工铺设 13 μm 厚、长 50 mm 的聚四氟乙烯薄膜作为预制裂纹。将单

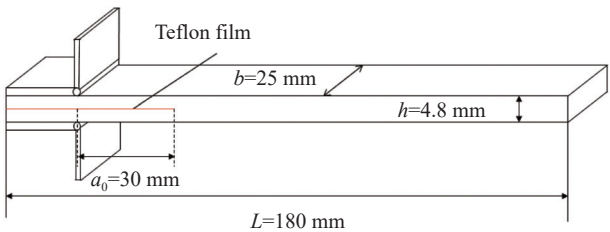
向板切割为长度 $L=180\text{ mm}$ 、宽度 $b=25\text{ mm}$ 、厚度 $h=4.8\text{ mm}$ 的 DCB 试样。预制有效裂纹长度 $a_0=30\text{ mm}$ ，试样几何尺寸如图 2 所示。

表 1 复合材料层合板材料力学性能参数

Table 1 Mechanical property parameters of composite laminate materials

	Value
E_{11}/GPa	117
E_{22}/GPa	7.47
E_{33}/GPa	7.47
G_{12}/GPa	4.07
G_{13}/GPa	4.07
G_{23}/GPa	2.31
ν_{12}	0.33
ν_{13}	0.33
ν_{23}	0.3

Notes: E —Elastic modulus; G —Shear modulus; ν —Poisson's ratio; 1—Direction of fiber; 2—Direction of matrix; 3—Thickness direction of layer.



L —Length; b —Width; h —Thickness; a_0 —Initial crack length

图 2 双悬臂梁 (DCB) 试样尺寸图

Fig. 2 Dimensions of the double cantilever beam (DCB) specimen

1.2 试验方法与数据处理

基于 ASTM D5528-13^[4] 标准在万能试验机 (WANCE TSE254C, 万测科技有限公司) 上采用双悬臂梁试样进行 I 型分层试验，试验设备如图 3(a) 所示。通过无损超声 C 扫描检查预制裂纹及试样缺陷，选择无任何明显缺陷试样，在其前端粘接 20 mm 合页，两侧喷涂薄白漆以提高分层面的可见性，并粘贴刻度纸带以帮助监测裂纹扩展长度，如图 3(b) 所示。试样通过一对可分离的铰链固定在机器夹具中，铰链的一端金属板片通过 3M 粘结剂粘结在试样上，另一板片则夹紧在设备上。测试期间，准静态分层扩展由试验机实时记录位移-载荷数据并通过数字相机系统 (Charge coupled device camera, CCD camera) 记录对应的裂纹扩展长度，裂纹扩展长度记录精度为 0.05 mm。加载方式为位移控制，准静态加载速率设置为 0.5 mm/min。

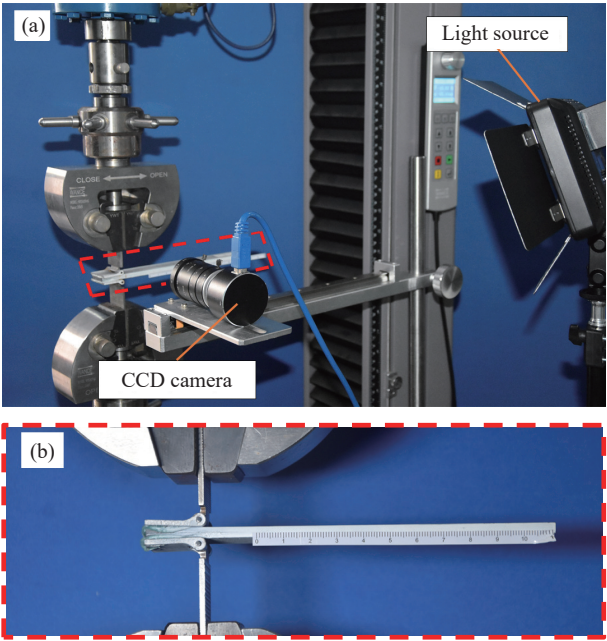
采用 DCB 试验标准 ASTM D5528-13^[4] 提供的

修正梁理论法 (Modified beam theory, MBT) 计算应变能释放率 (Strain energy release rate, G_I), 公式如下:

$$G_I = \frac{3P\delta}{2b(a+|\Delta|)}$$

(1)

式中: P 为荷载; δ 为施加位移; b 为试件宽度; a 为分层长度; Δ 为裂纹尖端分层长度修正系数, 其特征值通过柔度 $C^{1/3}$ 对有效分层长度 a 作最小二乘法图来获得, 柔度 C 是加载点位移和施加载荷的比值: $C = \delta/P$ 。



CCD camera—Charge coupled device camera
图 3 (a) 试验设备图; (b) DCB 试样侧面图
Fig. 3 (a) Diagram of test equipment; (b) Side view of the DCB specimen

2 试验结果与讨论

2.1 载荷-位移曲线与 R 曲线

不同层间铺层角度 DCB 试样的载荷-位移曲线如图 4 所示。试验结果表明, 层间铺层角度相同的试样载荷-位移曲线均表现出相似的变化趋势。0//0 试样载荷-位移曲线初始阶段呈现为线性关系直到裂纹发生扩展, 载荷发生陡降, 在载荷陡降结束后以较缓慢且平滑的趋势下降。0//45 试样载荷-位移曲线初始阶段呈现为线性关系直到裂纹发生扩展, 载荷发生陡降, 载荷陡降结束后载荷再次上升到一定水平, 并呈非线性特征, 然后以明显波动的方式逐渐下降。0//90 试样载荷-位移曲线在线性阶段与 0//0 试样和 0//45 试样一致, 当裂纹扩展时, 载荷发生陡降, 并且载荷陡降极小,

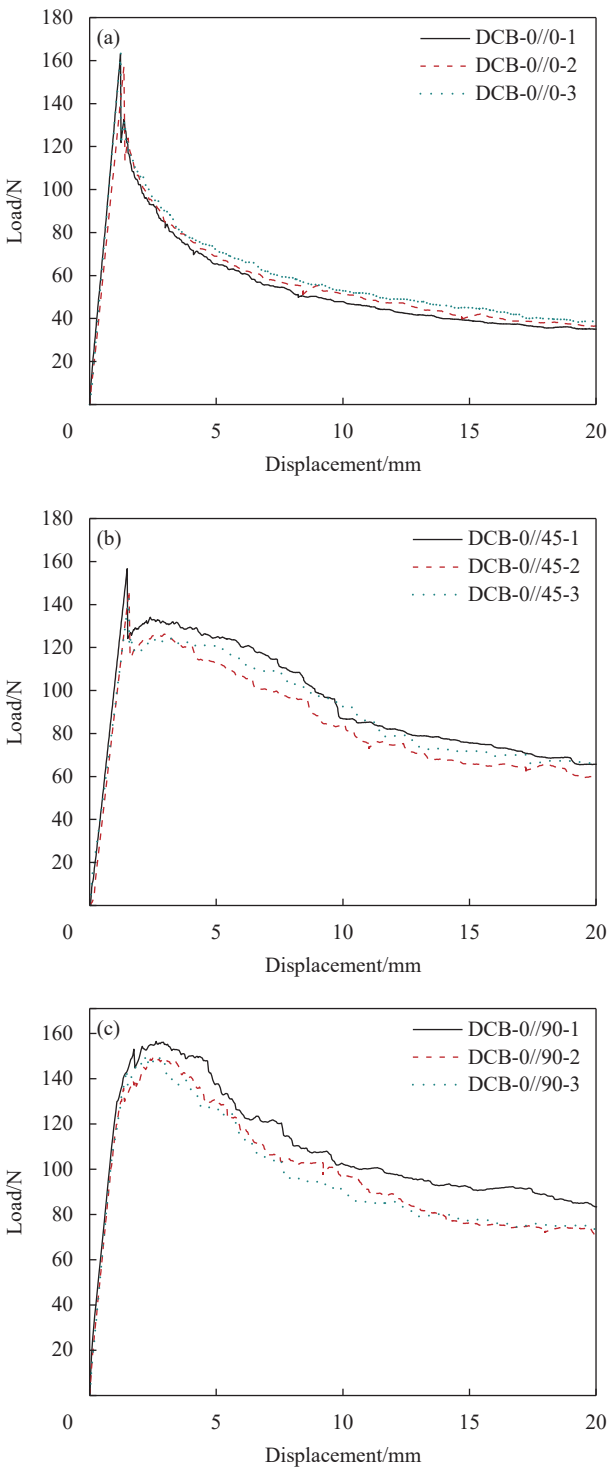


图 4 不同层间铺层角度 DCB 试样的载荷-位移曲线:
(a) 0//0; (b) 0//45; (c) 0//90

Fig. 4 Load-displacement curves of DCB specimens with different interlayer ply angles: (a) 0//0; (b) 0//45; (c) 0//90

载荷陡降结束后, 非线性上升至一定水平再以明显波动的方式逐渐下降。

不同层间铺层角度 DCB 试样的 G_{IC} 曲线如图 5 所示, 试验结果表明不同层间铺层角度试样由于

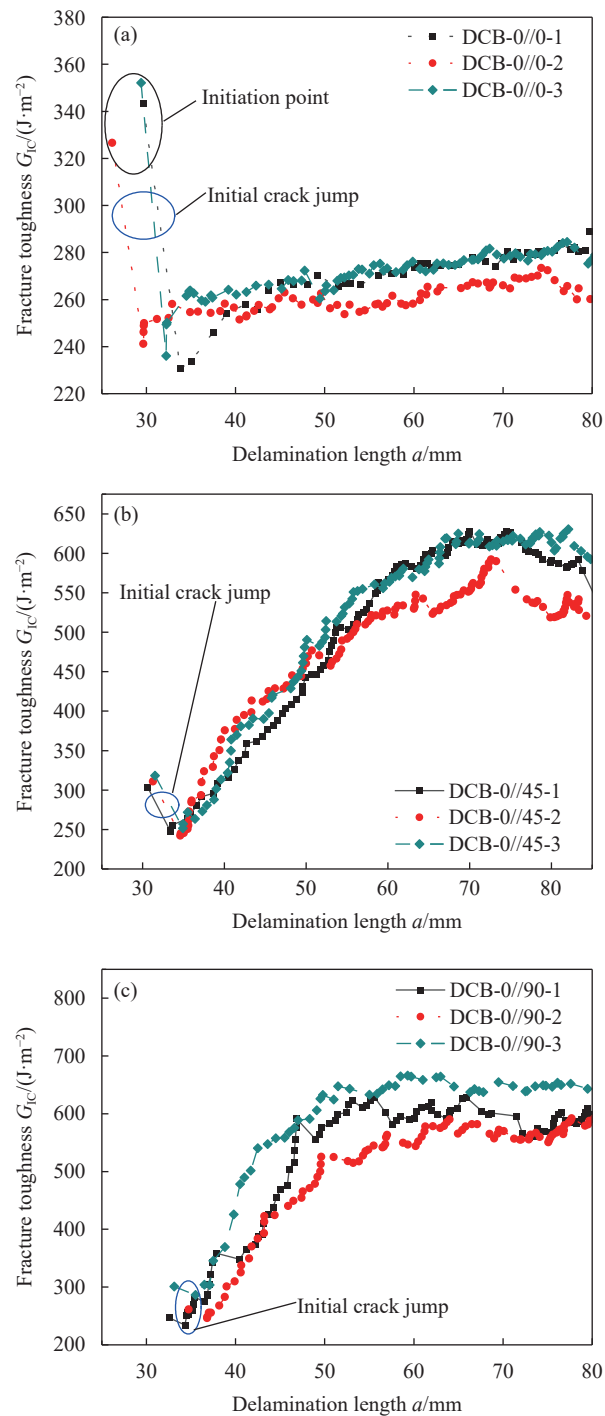


图5 不同层间铺层角度 DCB 试样的 I 型断裂韧性 (G_{IC}) 曲线:
(a) 0°/0°; (b) 0°/45°; (c) 0°/90°

Fig. 5 Mode I interlaminar fracture toughness (G_{IC}) curves of DCB specimens with different ply angles: (a) 0°/0°; (b) 0°/45°; (c) 0°/90°

树脂富集区发生断裂后裂纹快速扩展产生一个偏高的层间断裂韧性值 (G_{I-MC}), 将其称为高初始断裂韧性值, G_{I-MC} 由式 (1) 计算而得, 将稳定扩展分层过程中的第一个层间断裂韧性值作为初始层间断裂韧性值 (G_{INI})。在裂纹快速扩展过程中,

层间断裂韧性由高初始断裂韧性 G_{I-MC} 降至初始层间断裂韧性 G_{INI} , 然后层间断裂韧性随着裂纹的扩展而增加, 形成典型的 R 曲线。不同层间铺层 DCB 试样的高初始断裂韧性值 G_{I-MC} 与初始层间断裂韧性值 G_{INI} 如表 2 所示, 可以观察到, 层间断裂韧性下降幅度与层间铺层角度有关, 其中 0°/0° 试样层间断裂韧性下降最大, 0°/45° 试样次之, 0°/90° 试样最小, 下降幅度表现出随着层间铺层角度增大而减小。

2.2 试样断面树脂富集区域微观形貌

在试验过程中发现, 试样断面在人工预制裂纹端部存在一个树脂富集区。通过扫描电镜观察树脂富集区微观形貌如图 6 所示。从试样宏观断面图中发现, 0°/0° 试样树脂富集区面积最大, 沿长度方向约有 5.4 mm 的树脂富集; 0°/45° 试样树脂富集区面积其次, 长度方向约有 2.4 mm 的树脂富集; 0°/90° 试样树脂富集区面积最小, 沿长度方向仅有 50 μm 的树脂富集。树脂富集区面积表现出随着试样层间铺层角度的增大而减小。在断面微观形貌图中观测到, 在树脂富集区内, 0°/0° 试样和 0°/45° 试样断面被树脂覆盖, 存在大面积的树脂断裂, 0°/90° 试样因树脂富集区面积极小, 存在小面积的树脂断裂。因此, 在树脂富集区内损伤模式为基体开裂。对于 0°/0° 试样, 在纤维桥接扩展区存在大量树脂基体断面、较多由碳纤维拔出形成的沿 0° 方向的“纤维凹槽”及少量的断裂纤维; 对于 0°/45° 试样, 纤维桥接扩展区试样存在较多树脂基体断面、沿 45° 方向的“纤维凹槽”和断裂纤维; 对于 0°/90° 试样, 纤维桥接扩展区存在大量裸露纤维、沿 90° 方向的“纤维凹槽”及较多树脂基体断面。因此, 在纤维桥接扩展区内损伤模式主要为 3 种, 即基体开裂、基体/纤维分离和纤维断裂。

综上, DCB 试样在预制裂纹端部因树脂富集形成树脂富集区, 树脂富集区面积表现出随着试样层间铺层角度的增大而减小。在试验过程中, 随着施加位移的增长, 树脂富集区内能量不断累积, 当达到临界值时, 树脂富集区发生断裂, 并由于其强度高于复合材料层间界面强度^[27], 导致裂纹在层间界面区迅速扩展, 造成图 4 载荷-位移曲线在线性阶段和非线性特征阶段的过渡区出现载荷陡降现象及图 5 G_{IC} 曲线在初始阶段层间断裂韧性下降。进一步观察发现, 载荷-位移曲线载荷

表 2 DCB 试样的层间断裂韧性值
Table 2 Interlaminar fracture toughness of DCB specimens

Ply angle	Specimen label	$G_{I-MC}/(J \cdot m^{-2})$	$G_{INI}/(J \cdot m^{-2})$	G_{I-MC}	G_{INI}	G_{I-MC}	G_{INI}
				Average value/(J·m ⁻²)		CV/%	
0//0	DCB-0-1	343.4	230.7	340.7	235.9	3.80	2.21
	DCB-0-2	326.6	241.1				
	DCB-0-3	352.1	236.1				
0//45	DCB-45-1	303.4	247.6	310.8	247.1	2.38	1.91
	DCB-45-2	310.8	242.1				
	DCB-45-3	318.2	251.5				
0//90	DCB-90-1	246.6	234.2	270.7	255.7	10.43	10.74
	DCB-90-2	261.3	246.2				
	DCB-90-3	301.1	286.6				

Notes: G_{I-MC} —Strain energy release rate (SERR) for matrix cracking damage; G_{INI} —SERR for initiation value; CV—Sample coefficient of variation.

陡降和 G_{IC} 曲线在初始阶段层间断裂韧性下降幅度均表现出随着树脂富集区面积增大而增大。

在裂纹的进一步扩展过程中，由于纤维桥接作用，层间断裂韧性随裂纹扩展长度增加而增加，当纤维桥接的产生和断开过程形成动态平衡时，断裂能达到一个稳定值，形成典型的 R 曲线。不同层间铺层角度试样由于纤维桥接效应不同，表现出不同的载荷-位移曲线特征。0//0 试样由于纤维桥接效应较弱，载荷-位移曲线在非线性特征阶段呈现光顺平滑下降；而 0//45 和 0//90 试样由于纤维桥接效应显著，使裂纹延伸时较多纤维在裂纹后缘形成桥接，增加试样承受载荷能力。因此，载荷-位移曲线在非线性特征阶段呈现较平缓的抬升段，但随着载荷增大，桥接效应达到极限，导致曲线下降，同时纤维桥接的产生和断开使曲线呈现明显波动下降。

3 考虑树脂富集区的分层扩展数值分析方法

3.1 含树脂富集区 DCB 数值模型

基于树脂富集区对试验的影响规律，在 MB-CZM 基础上建立一种含树脂富集区内聚力模型，该模型包含树脂富集区和纤维桥接扩展区，如图 7(a) 所示。树脂富集区内聚力模型采用双线性内聚牵引-分离关系描述树脂富集区的增韧机制，纤维桥接扩展区内聚力模型采用 MB-CZM，在 MB-CZM 中 Element E1 采用双线性内聚牵引-分离关系，描述了复合材料在无纤维桥接情况下传统分层损伤演化的增韧机制，Element E2 采用具有线性-非线性牵引-分离关系来描述与纤维桥接相关的增韧机制。在不同层间铺层角度内聚力模型中，树脂富集区长度与对应层间铺层角度树脂富

集区实际长度一致。在 ABAQUS 商业软件中建立有限元模型进行数值模拟，采用三维实体单元 (C3 D8 R) 对 DCB 试件的臂部进行建模。沿试件中间平面预先布置厚度为 0.01 mm 的内聚力单元 (COH3 D8)，以捕捉分层行为，内聚力单元由树脂富集区内聚力单元和纤维桥接扩展区内聚力单元通过节点进行耦合叠加，在厚度方向上每层设置为一个单元，为更好模拟裂纹尖端扩展时的应力和应变场，调整不同区域网格尺寸进行网格敏感性分析，如图 8 所示。在图 8(a) 中，固定非裂纹尖端扩展区域网格尺寸 (0.5 mm)，结果表明，当裂纹尖端扩展区域网格尺寸为 0.2 mm 时，模拟结果与试验结果具有良好的一致性，且当网格小于 0.2 mm 后，载荷-位移曲线几乎一致；在图 8(b) 中，固定裂纹尖端扩展区域网格尺寸 (0.2 mm)，结果表明，非裂纹尖端扩展区域网格尺寸对模拟结果影响较小，当非裂纹尖端扩展区域网格尺寸为 0.5 mm 时，模拟结果与试验结果一致性最好，因此在本文中裂纹尖端扩展区域网格尺寸为 0.2 mm，其余区域网格尺寸为 0.5 mm。在模型加载端上下施加 y 方向的位移加载，自由端施加 z 方向的约束，使模型约束条件与实验条件保持一致，有限元模型如图 7(c) 所示。

3.2 树脂富集区和纤维桥接扩展区本构

基于不同区域的损伤特性，在相应区域采用相应本构描述分层损伤行为，如图 7(b) 所示。树脂富集区内聚力单元采用双线性内聚牵引-分离关系表征基体断裂损伤特征。纤维桥接扩展区内聚力单元采用 MB-CZM 描述裂纹在纤维桥接扩展区分层损伤演化的增韧机制，Element E1 采用双线性

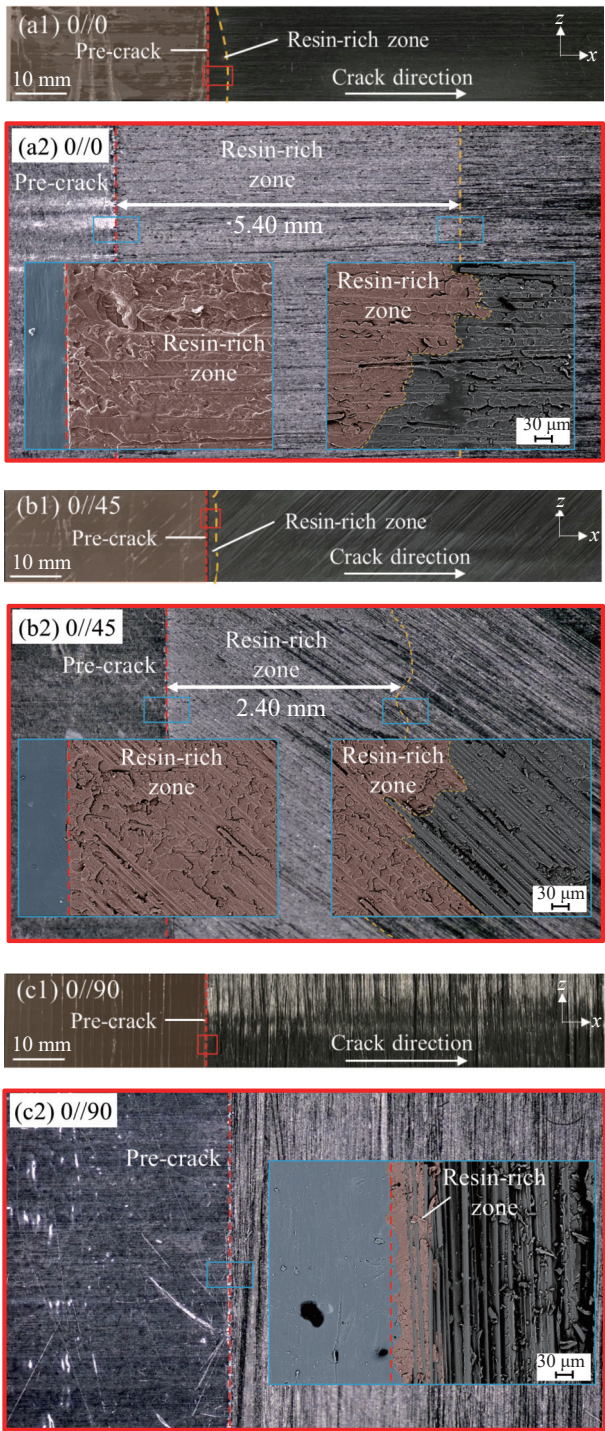


图6 DCB 试样宏观断面图和微观形貌图：
(a) 0/0；(b) 0/45；(c) 0/90

Fig. 6 Macroscopic cross-sectional views and microscopic morphologies of DCB specimens: (a) 0/0; (b) 0/45; (c) 0/90

性内聚牵引-分离关系表征复合材料在无纤维桥接情况下基体断裂损伤特征，Element E2 采用具有线性-非线性牵引-分离关系表征与纤维桥接相关的基体/纤维分离和纤维断裂损伤特征。内聚力单元本构参数如表 3 所示^[26-28]，其中 G_{I-MC} 、 G_{II-MC} 由

DCB 实验确定，纤维桥接最大桥接应力 σ_{br}^{max} 和最大桥接张开位移 δ_{br}^{max} 由下式拟合实验数据确定：

$$G_{br}(\delta) = G_a \left(1 - e^{-\frac{\delta}{\delta_a}} \right) + G_b \left(1 - e^{-\frac{\delta}{\delta_b}} \right) \quad (2)$$

$$\sigma_{br}(\delta) = \frac{dG_{br}(\delta)}{d\delta} = \left(\frac{G_a}{\delta_a} \right) e^{-\frac{\delta}{\delta_a}} + \left(\frac{G_b}{\delta_b} \right) e^{-\frac{\delta}{\delta_b}} \quad (3)$$

式中： $G_{br}(\delta)$ 为 $G_I-\delta$ 函数； $\sigma_{br}(\delta)$ 为 $\sigma_{br}-\delta$ 函数； δ 为预制裂纹起始位置张开位移； G_a 、 G_b 、 δ_a 和 δ_b 为不同的常系数，这些常系数通过拟合试验数据确定，拟合参数值如表 4 所示。MB-CZM 中与分层起始相关的材料参数如表 5 所示。

3.3 数值模拟仿真结果

不同层间铺层角度 DCB 试样的试验与数值模拟载荷-位移曲线对比结果如图 9 所示，对比结果表明含树脂富集区的内聚力模型预测的载荷-位移曲线与试验测得的载荷-位移曲线具有良好的一致性。从图中可以看出，载荷-位移曲线分为 3 个阶段：线性阶段、非线性特征阶段和载荷陡降阶段。在线性阶段，载荷随着施加位移的增长而线性增长，可以发现，树脂富集区长度越大，树脂富集区内能量累积越多，载荷线性增长最大值越大，导致不同层间铺层角度试样模型最大载荷不同。在载荷阶段，随着施加位移的进一步增长，树脂富集区发生断裂，载荷发生陡降。在载荷-位移曲线非线性特征阶段，0/45 和 0/90 试样在内部分层扩展过程中产生纤维桥接，与纤维桥接相关的增韧机制导致载荷随施加位移增长而非线性增长至极限载荷。在极限载荷后，随着施加位移的增长，载荷逐渐减小。0/0 试样由于几乎不存在纤维桥接，在载荷-位移曲线非线性特征阶段载荷随施加位移增长以缓慢且平滑的趋势下降。数值模拟结果表明，调节树脂富集区长度与对应层间铺层角度试样树脂富集区实际长度一致，能够有效模拟不同层间铺层角度树脂富集区对载荷-位移曲线的影响，进一步验证了树脂富集区对分层损伤行为的影响规律。

4 结论

针对双悬臂梁 (DCB) 试样制备过程中因铺贴聚四氟乙烯薄膜作为预制分层产生的树脂富集区对分层断裂行为影响的问题，本文设计多向铺层角度 DCB 试验，研究载荷-位移曲线的“陡降现象”，采用扫描电镜表征 DCB 裂纹断面的微观形貌，量化树脂富集影响区域。建立含树脂富集区

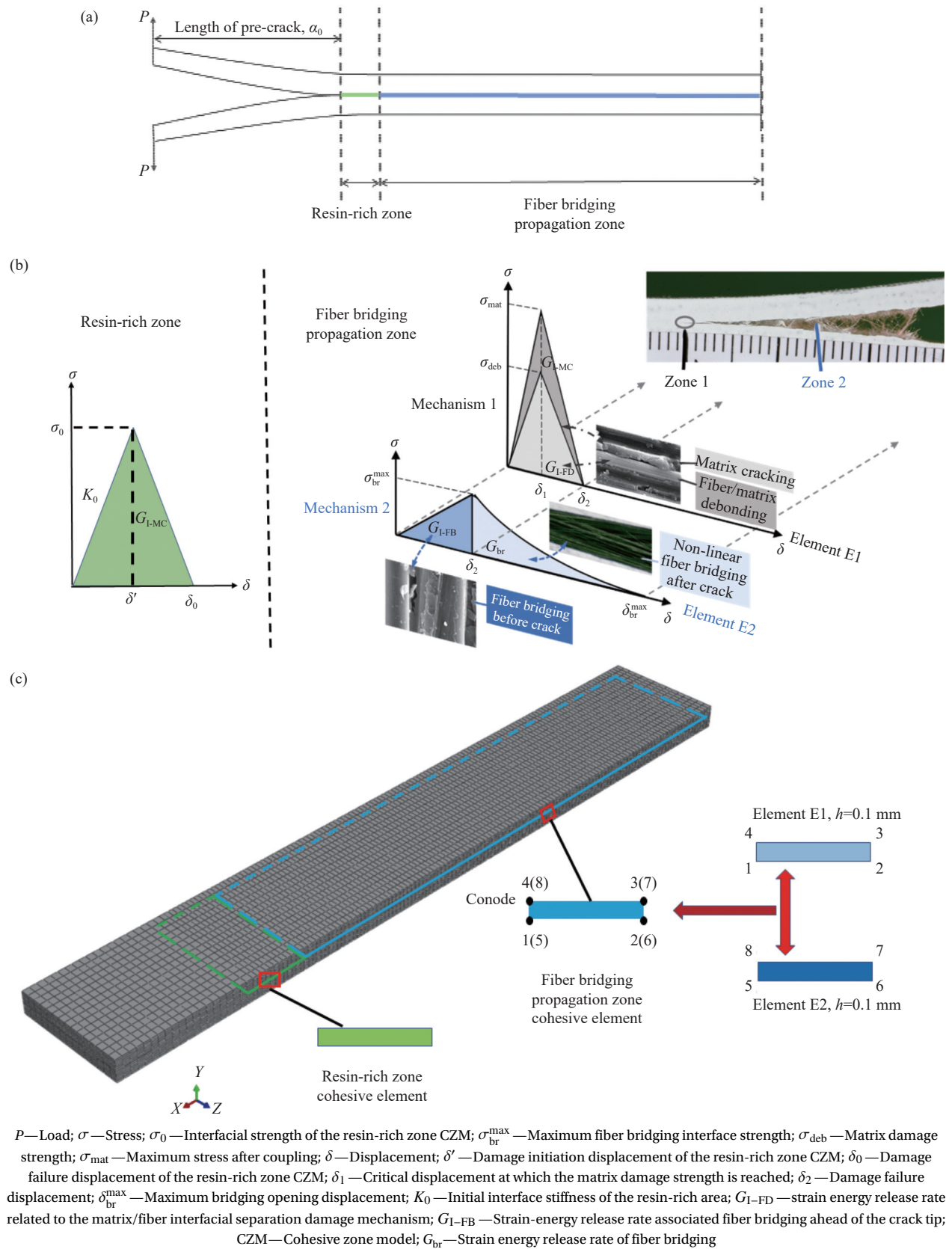


Fig. 7 (a) Schematic diagram of specimen partitioning; (b) Schematic diagram of the constitutive diagram of the cohesion model^[26];

(c) DCB finite element mode

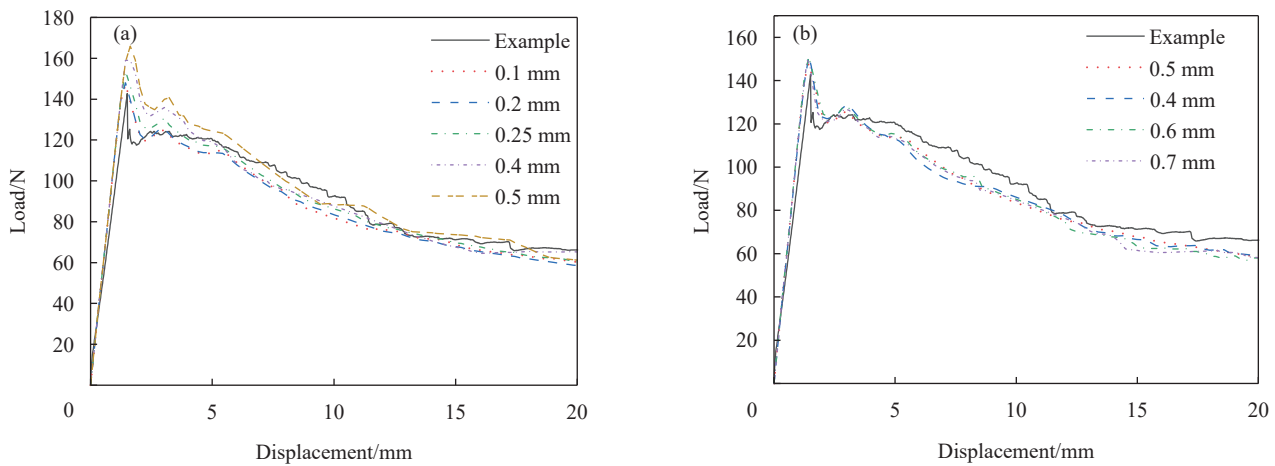


图 8 网格敏感性分析：(a) 裂纹尖端扩展区；(b) 非裂纹尖端扩展区

Fig. 8 Mesh sensitivity analysis: (a) Crack tip propagation zone; (b) Non-crack tip propagation zone

表 3 内聚力单元本构参数^[26-28]

Table 3 Constitutive parameters of cohesive elements^[26-28]

Resin-rich zone CZM	Strain energy release rate (SERR) for matrix cracking damage		G_{I-MC}
	Interfacial strength		$\sigma_0 = \sigma_b = 78.3 \text{ MPa}$
	Initial interfacial stiffness		$K_0 = 10^{15} \text{ N/m}^3$ ^[27]
	Damage initiation displacement		$\delta' = \sigma_0 / K_0 = 7.83 \times 10^{-5} \text{ mm}$
	Damage failure displacement		$\delta_0 = 2G_{I-MC} / \sigma_0$
MB-CZM	Element E1	SERR for matrix cracking damage	$G'_{I-MC} = G_{INI} - G_{I-FB} - G_{I-FD}$
		SERR for matrix/fiber interfacial Separation damage	$G_{I-FD} = G_{INI} - G_{br}(\delta) - G'_{I-MC}$
		Initial interfacial stiffness	$K_{E1} = 10^7 \text{ N/m}^3$ ^[26]
		Maximum interface strength	$\sigma_{\max}^c = 0.6\sigma_b = 47 \text{ MPa}$ ^[28]
	Element E2	Initial interfacial stiffness	$K_{E2} = \sigma_{br}^{\max} / \delta_2 = 4.7 \times 10^{12} \text{ N/m}^3$
		Maximum fiber bridging interface strength	$\sigma_{br}^{\max} = (G_a / \delta_a) + (G_b / \delta_b)$
		Maximum bridging opening displacement	$\delta_{br}^{\max}$
		Damage failure displacement	$\delta_2 = 2G_{IC} / \sigma_{\max}^c$

Notes: σ_b —Tensile strength of the matrix; $G_{br}(\delta)$ —Strain energy release rate $G_{br}(\delta)$ as a function of the initial crack tip opening displacement δ ; MB-CZM—Mechanism based cohesive zone method; G_a , G_b , δ_a and δ_b are the fitting constant coefficients; $\sigma_{\max}^c$ —Maximum interface strength.

表 4 不同层间铺层角度下 DCB 试样的拟合参数

Table 4 Fitting parameters of DCB specimens at different interlaminar ply angles

Ply angle	$G_a / (\text{J} \cdot \text{m}^{-2})$	$G_b / (\text{J} \cdot \text{m}^{-2})$	δ_a / mm	δ_b / mm	$\sigma_{br}^{\max} / \text{MPa}$
0//0	28.49	254.3	1.504	0.05178	4.93
0//45	348.5	340.5	1.8	0.1	3.59
0//90	134.3	466.9	1.6	0.1	4.75

表 5 基于机制的内聚力模型 (MB-CZM) 中与分层起始相关的材料参数

Table 5 Material parameters associated with delamination initiation in the mechanism based cohesive zone method (MB-CZM)

Ply angle	δ_0 / mm	$G'_{I-MC} / (\text{J} \cdot \text{m}^{-2})$	$G_{I-FD} / (\text{J} \cdot \text{m}^{-2})$	δ_2 / mm	$\delta_{br}^{\max} / \text{mm}$
0//0	0.00870	235	0.9	0.0100	5.9
0//45	0.00794	246.75	0.35	0.0105	5.3
0//90	0.00691	255.68	0.02	0.01088	3.4

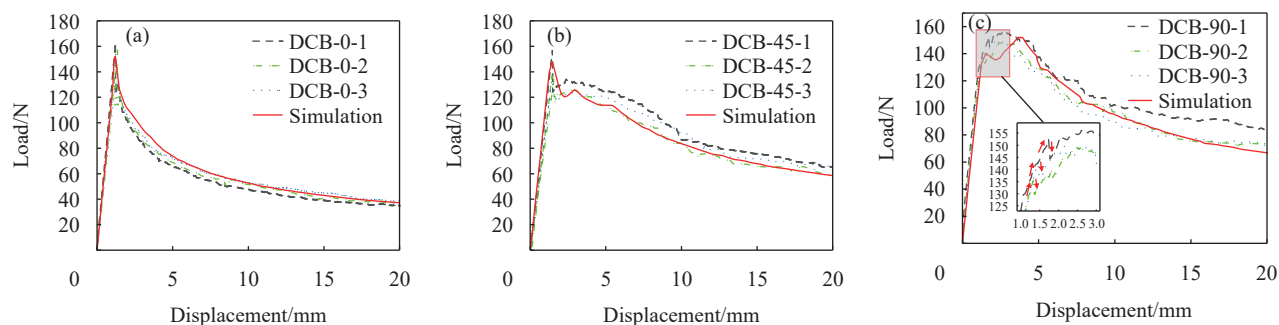


图9 不同铺层角度的DCB试样的试验与数值模拟载荷-位移曲线对比: (a) 0°/0°; (b) 0°/45°; (c) 0°/90°

Fig. 9 Comparison of experiment and simulation load-displacement curves of DCB specimens with different ply angles: (a) 0°/0°; (b) 0°/45°; (c) 0°/90°

和纤维桥接扩展区的DCB数值模型,开展量化分析解释和揭示树脂富集区对I型分层初始断裂韧性的影响规律,得出结论如下:

(1) 通过扫描电镜观察试样断面微观形貌,发现在预制裂纹尖端处存在显著的树脂富集现象。树脂富集区面积与试样的层间铺层角度有关,0°/0°试样树脂富集区面积最大,0°/45°试样其次,0°/90°试样最小,树脂富集区面积表现出随着层间铺层角度的增大而减小;

(2) 观察载荷-位移曲线,0°/0°试样载荷-位移曲线载荷陡降最显著,但是由于树脂富集区较长,同时0°/0°试样纤维桥接效应较弱,扩展阶段载荷-位移曲线呈现光滑平滑下降的特征;0°/45°试样载荷-位移曲线也呈现显著的陡降现象,但是扩展阶段载荷-位移曲线并不光滑,主要原因是树脂富集区相对较短,同时纤维桥接效应较0°/0°试样更加显著,两者并未完成完美过渡;0°/90°试样的纤维桥接效应最明显,但是树脂富集区长度最短,因此呈现的载荷-位移曲线是微小降低后再次显著提升;

(3) 所建立的含有纤维桥接扩展区和树脂富集区DCB模型,不仅可以预测不同铺层角的载荷-位移曲线变化规律,而且预测的载荷和位移数值也大体一致,验证了树脂富集区对I型分层初始断裂韧性的影响规律。

参考文献:

- [1] 杜善义,关志东.我国大型客机先进复合材料技术应对策略思考[J].*复合材料学报*,2008,25(1):1-10.
DU Shanyi, GUAN Zhidong. Strategic considerations for development of advanced composite technology for large commercial aircraft in China[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2008, 25(1): 1-10(in Chinese).
- [2] 王遥,曹东风,胡海晓,等.单螺栓修复对含冲击损伤碳纤维/环

氧树脂复合材料层合板压缩承载能力的影响[J].*复合材料学报*,2020,37(11):2833-2843.

WANG Yao, CAO Dongfeng, HU Haixiao, et al. Effect of single-bolt repair on compression capability of carbon/epoxy composite laminates containing impact damage[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2020, 37(11): 2833-2843(in Chinese).

- [3] SELA N, ISHAI O. Interlaminar fracture toughness and toughening of laminated composite materials: A review[J]. *Composites*, 1989, 20(5): 423-435.
- [4] ASTM. Test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites: ASTM D5528-13[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2024.
- [5] CAO T, ZHAO L, WANG Y, et al. An efficient semi-analytical method to study the mode I bridging-traction law of composite laminates[J]. *Composite Structures*, 2021, 271: 114060.
- [6] BIN MOHAMED REHAN M S, ROUSSEAU J, FONTAINE S, et al. Experimental study of the influence of ply orientation on DCB mode-I delamination behavior by using multi-directional fully isotropic carbon/epoxy laminates[J]. *Composite Structures*, 2017, 161: 1-7.
- [7] GONZÁLEZ RAMÍREZ F M, GARPELLI F P, DE CÁSSIA MENDONÇA SALES R, et al. Experimental characterization of mode I fatigue delamination growth onset in composite joints: A comparative study[J]. *Materials & Design*, 2018, 160: 906-914.
- [8] CZABAJ M W, RATCLIFFE J G. Comparison of intralaminar and interlaminar mode I fracture toughnesses of a unidirectional IM7/8552 carbon/epoxy composite[J]. *Composites Science and Technology*, 2013, 89: 15-23.
- [9] LIU C, BAI R, LEI Z, et al. Study on mode-I fracture toughness of composite laminates with curved plies applied by automated fiber placement[J]. *Materials & Design*, 2020, 195: 108963.
- [10] KHAN R. Fiber bridging in composite laminates: A literature review[J]. *Composite Structures*, 2019, 229: 111418.

[11] SHOKRIEH M M, HEIDARI-RARANI M, AYATOLLAHI M R. Delamination R-curve as a material property of unidirectional glass/epoxy composites[J]. *Materials & Design*, 2012, 34: 211-218.

[12] LIU P F, ISLAM M M. A nonlinear cohesive model for mixed-mode delamination of composite laminates[J]. *Composite Structures*, 2013, 106: 47-56.

[13] ZHAO M, ZHAO Y, WANG A, et al. Investigation of the mode-I delamination behavior of Double-Double laminate carbon fiber reinforced composite[J]. *Composites Science and Technology*, 2024, 248: 110463.

[14] GONG Y, ZHANG B, ZHAO L, et al. R-curve behaviour of the mixed-mode I/II delamination in carbon/epoxy laminates with unidirectional and multidirectional interfaces[J]. *Composite Structures*, 2019, 223: 110949.

[15] KAUSHIK V, GHOSH A. Experimental and numerical characterization of mode I fracture in unidirectional CFRP laminated composite using XIGA-CZM approach[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2019, 211: 221-243.

[16] THORSSON S I, WAAS A M, SCHAEFER J, et al. Effects of elevated loading rates on mode I fracture of composite laminates using a modified wedge-insert fracture method[J]. *Composites Science and Technology*, 2018, 156: 39-47.

[17] SHOKRIEH M M, SALAMAT-TALAB M, HEIDARI-RARANI M. Dependency of bridging traction of DCB composite specimen on interface fiber angle[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2017, 90: 22-32.

[18] STUTZ S, CUGNONI J, BOTSIS J. Studies of mode I delamination in monotonic and fatigue loading using FBG wavelength multiplexing and numerical analysis[J]. *Composites Science and Technology*, 2011, 71(4): 443-449.

[19] CANAL L P, ALFANO M, BOTSIS J. A multi-scale based cohesive zone model for the analysis of thickness scaling effect in fiber bridging[J]. *Composites Science and Technology*, 2017, 139: 90-98.

[20] PAPPAS G, BOTSIS J. Intralaminar fracture of unidirectional carbon/epoxy composite: Experimental results and numerical analysis[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2016, 85-86: 114-124.

[21] YAO L, SUN Y, GUO L, et al. A validation of a modified Paris relation for fatigue delamination growth in unidirectional composite laminates[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2018, 132: 97-106.

[22] HEIDARI-RARANI M, SHOKRIEH M M, CAMANHO P 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): 897-903.

[23] GONG Y, HOU Y, ZHAO L, et al. A modified mode I cohesive zone model for the delamination growth in DCB laminates with the effect of fiber bridging[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2020, 176: 105514.

[24] YIN S, GONG Y, LI W, et al. A novel four-linear cohesive law for the delamination simulation in composite DCB laminates[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2020, 180: 107526.

[25] 张旭东, 段青枫, 曹东风, 等. 基于复合材料 I 型分层损伤机制的解耦内聚力方法 [J]. *复合材料学报*, 2024, 41(9): 4942-4955.

ZHANG Xudong, DUAN Qingfeng, CAO Dongfeng, et al. Decoupling cohesion method based on mode I delamination damage mechanism of composite materials[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2024, 41(9): 4942-4955(in Chinese).

[26] DUAN Q, HU H, CAO D, et al. A new mechanism based cohesive zone model for mode I delamination coupled with fiber bridging of composite laminates[J]. *Composite Structures*, 2024, 332: 117931.

[27] ZHAO L, GONG Y, ZHANG J, et al. Simulation of delamination growth in multidirectional laminates under mode I and mixed mode I/II loadings using cohesive elements[J]. *Composite Structures*, 2014, 116: 509-522.

[28] YE Q, CHEN P. Prediction of the cohesive strength for numerically simulating composite delamination via CZM-based FEM[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2011, 42(5): 1076-1083.