

表征超混杂复合材料 I 型分层行为的半解析法研究

田源灏^{1*}, 周建宏^{2a}, 杨智宇^{2b}, 丁兆虎³, 秦旭锋¹, 蔡建¹, 李丹³,
赵耀辉¹, 徐淑权¹, 白焘¹, 宁慧铭^{3*}

(1.西南技术工程研究所, 重庆 400039; 2.陆军装备部 a.驻重庆地区第七军事代表室
b.驻重庆地区第三军事代表室, 重庆 400060; 3.重庆大学 航空航天学院, 重庆 400044)

摘要: 目的 以一种简单、高效的方法准确表征超混杂复合材料 I 型分层行为, 助力该材料军用包装箱结构设计提质增效。**方法** 基于 Timoshenko 梁理论, 推导超混杂复合材料 I 型断裂韧性与桥接应力的半解析法表达式, 利用双悬臂梁试验的载荷-位移数据表征超混杂复合材料 I 型分层行为, 对比半解析法计算结果与试验结果验证半解析法的准确性; 基于半解析法结果建立的三线性内聚力模型, 模拟超混杂复合材料 I 型分层行为, 对比模拟结果与试验结果验证半解析法的准确性。**结果** 半解析法计算结果与试验结果吻合良好, 模拟结果和试验载荷-位移曲线之间表现出较高的一致性。**结论** 该半解析法仅需利用双悬臂梁试验载荷-位移数据即可准确表征超混杂复合材料 I 型分层行为, 避免目视观察裂纹扩展长度或开展额外试验测试材料参数, 有效降低试验成本, 减小试验误差, 提高表征效率, 在超混杂复合材料军用包装箱领域具有极大的应用前景。

关键词: 超混杂复合材料; I 型分层行为; 半解析法

中图分类号: TB33

文献标志码: A

文章编号: 1001-3563(2025)09-0077-09

DOI: 10.19554/j.cnki.1001-3563.2025.09.009

Semi-analytical Method for Characterizing Mode I Delamination Behavior of Super-hybrid Composite Materials

TIAN Yuanhao^{1*}, ZHOU Jianhong^{2a}, YANG Zhiyu^{2b}, DING Zhaohu³, QIN Xufeng¹,
CAI Jian¹, LI Dan³, ZHAO Yaohui¹, XU Shuquan¹, BAI Tao¹, NING Huiming^{3*}

(1. Southwest Institute of Technology and Engineering, Chongqing 400039, China; 2. a. Seventh Military Representative Office in Chongqing, b. Third Military Representative Office in Chongqing, Armaments Department of the Army, Chongqing 400060, China; 3. College of Aerospace Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

ABSTRACT: The work aims to characterize the mode I delamination behavior of super-hybrid composite materials accurately with a simple and efficient method, to improve the quality and efficiency of the structural design of military packing boxes of such materials. Based on Timoshenko beam theory, the semi-analytical expressions of mode I fracture toughness and bridge stress of super-hybrid composite materials were derived. The load-displacement data of double cantilever beam test were used to characterize the mode I delamination behavior of super-hybrid composite materials. The accuracy of the semi-analytical method was verified by comparing the calculated results with the experimental results. Based on the results of the semi-analytical method, a trilinear cohesive force model was established to simulate the mode I delamination behavior of super-hybrid composite materials. The accuracy of the semi-analytical method was verified by comparing the simulation results with the experimental results. The calculated results of the semi-analytical method were

in good agreement with the experimental results, and the simulated results were in good agreement with the experimental load-displacement curves. The semi-analytical method can accurately characterize the mode I delamination behavior of super-hybrid composite materials by the test load-displacement data of double cantilever beams only, avoid visual observation of crack propagation length or additional tests to test material parameters, effectively reduce the test cost, reduce the test error, and improve the characterization efficiency, which has great application prospects in the field of military packing of super-hybrid composite materials.

KEY WORDS: super-hybrid composite materials; mode I delamination behavior; semi-analytical method

随着现代军事探测技术的飞速发展和武器打击能力的提升,日趋恶劣的战场环境对军用包装箱提出了轻量化、电磁屏蔽、高强度、耐腐蚀等高要求^[1-4]。超混杂复合材料因兼具纤维增强复合材料和金属材料的优点,在军用包装领域具有广阔的应用前景^[5-8]。但超混杂复合材料由异种材料复合而成,热膨胀系数、杨氏模量等材料物理性能的差异使得纤维-金属界面的黏接强度较低,在界面上容易滋生裂纹导致分层^[9]。纤维-金属界面分层是超混杂复合材料最典型且最危险的失效模式,可能破坏结构的完整性,导致结构刚度和强度下降,甚至在无明显外部损伤迹象的情况下造成灾难性破坏^[10-11]。因此,纤维-金属界面分层是超混杂复合材料损伤容限设计的核心,也是超混杂复合材料应用于军用包装箱的巨大挑战^[12]。纤维-金属界面分层的基本类型包括裂纹张开型(I型)、裂纹滑移型(II型)和裂纹撕裂型(III型),其中I型是超混杂复合材料中最常见、最基本、最危险的分层形式^[13],准确评估I型分层行为对于超混杂复合材料军用包装箱复合结构设计至关重要。

近年来,国内外研究人员高度关注纤维增强复合材料I型分层行为,针对I型断裂韧性表征开展了大量研究。ISO 15024^[14]和GB/T 28891—2012^[15]规定一种使用双悬臂梁(Double Cantilever Beam, DCB)试样表征单向纤维增强塑料复合材料I型分层行为的试验方法;ASTM D5528/D5528M-21^[16]规定一种使用DCB试样表征连续纤维增强复合材料I型分层行为的试验方法;JIS K 7086-1993^[17]规定一种表征碳纤维增强塑料层间分层行为的试验方法。DCB试验是目前用于表征复合材料I型分层行为的经典方法。在裂纹稳定扩展过程中,I型分层往往伴随纤维桥接产生的桥接应力,导致韧性增加,形成R曲线,在数值分析中考虑R曲线影响能更好地反映复合材料I型分层行为的真实失效过程,从而更好地指导结构设计,充分发挥复合材料的性能。DCB试验表征复合材料I型层间断裂韧性是对试样施加垂直于裂纹面的拉伸载荷,拉开试样的2个子层板,实时监测载荷、位移和裂纹扩展长度(通常使用2D边缘监测技术目视观测裂纹尖端)^[18],进而获得分层扩展R曲线和桥接应力。由于人为因素对测试结果影响较大,尤其是在裂纹不稳定扩展时,准确获得裂纹扩展长度及对应的

载荷和位移具有挑战性。此外,在开展结构设计时,对每种可能的复合材料结构进行DCB试验来表征I型分层行为是一项费用昂贵且耗时较长的工作^[19]。Liu等^[20]基于等效裂纹长度方法和弹性约束梁模型推导预裂纹尖端的能量释放率和张开位移,虽可避免目视观测裂纹扩展长度,但计算量较大且需额外获取复合材料的弯曲模量。Xu等^[21]利用正交异性DCB二维弹性分析解,提出一种双柔度法测定复合材料I型层间断裂韧性,该方法虽避免了测量扩展裂纹长度,但无法获得I型分层的R曲线和桥接应力。Sadeghi等^[22]基于J积分数据简化方法表征I型/II型混合断裂特性,只需测量施加的载荷,无需目视观测裂纹扩展长度,但必须在加载点安装倾角仪以测量载荷引入点的旋转角度。

在模拟复合材料I型分层萌生和扩展时,内聚力模型(Cohesive Zone Model, CZM)是一种简单、有效且广泛应用的方法,描述了应力与裂纹尖端表面分离(Crack Opening Displacement, COD)之间的关系,可同时评估分层萌生和扩展^[23]。CZM的关键是内聚力定律,它对复合材料分层行为的数值模拟结果有显著影响。目前,国内外研究人员使用各类内聚力定律来模拟复合材料的分层行为,如双线性、三线性、梯形等^[24],其中双线性内聚力定律被广泛用于模拟断裂过程区较小或可忽略不计时的复合材料层合板的分层行为^[25-26]。对于具有R曲线的复合材料,传统的双线性内聚力定律无法模拟分层损伤行为^[27-28],需确定并应用桥接应力来优化内聚力定律。传统的DCB试验通过目视观测裂纹扩展,准确测量相对裂纹张开/滑动位移的难度很大,尤其是在分层开始阶段^[14-17]。Sorensen等^[29]通过在穿过试件梁中性轴的销钉上安装引伸计来测量COD,确定单向碳纤维/环氧复合材料的I型桥接定律,该方法需安装、使用额外设备;Xavier等^[30]通过数字图像相关(Digital Image Correlation, DIC)技术获得测试的DCB试样的位移场,然后通过J积分理论确定桥接定律,该方法计算量大且耗时长;Stutz等^[31]借助预埋在复合材料中的光纤传感器,提出一种数值/试验相结合的方法获取桥接应力,该方法制作嵌入传感器的试件难度较大且过程繁琐,且嵌入传感器周围的材料应变/应力场可能会受到影响。

综上所述, 目前复合材料分层行为表征方法主要面向纤维增强树脂基复合材料, 关于超混杂复合材料分层表征方法的研究相对匮乏, 且绝大部分表征方法需实时监测裂纹扩展长度或测试其他材料参数等, 而超混杂复合材料应用于军用包装箱迫切需要一种高效、省时、低成本的方法来准确表征其分层行为。本文基于 Timoshenko 梁理论, 提出一种半解析 (Semi-Analytical, SA) 方法来表征超混杂复合材料 I 型分层行为, 对比 DCB 试验结果, 该 SA 法具有较高的准确性。基于 SA 法计算结果建立三线性 CZM, 其模拟的超混杂复合材料 I 型分层行为与试验具有较高的一致性。该方法仅需 DCB 试验的载荷-位移数据, 即可获得超混杂复合材料 I 型层间断裂韧性和对应的桥接应力, 避免目视观察裂纹扩展长度或开展额外试验测试材料参数, 可有效降低试验成本, 减小试验误差, 提高表征效率, 为超混杂复合材料军用包装箱结构设计提供关键数据支撑。

1 半解析法理论推导

DCB 试样是由 2 个相同厚度的金属子层板与纤维增强复合材料组成的对称双悬臂梁, 其在加载前的假想非变形状态如图 1 所示。层合板长度为 L , 宽度为 b , 子层板的厚度均为 h , 层板总厚度为 $2h$, 面内宽度为 b , 裂纹长度为 a (初始裂纹长度为 a_0)。在上层子层板的左上端施加位移, 试样的右端自由, 因此左约束和加载点有 2 个大小相同但方向相反的载荷 P 作用在子层板的左端。

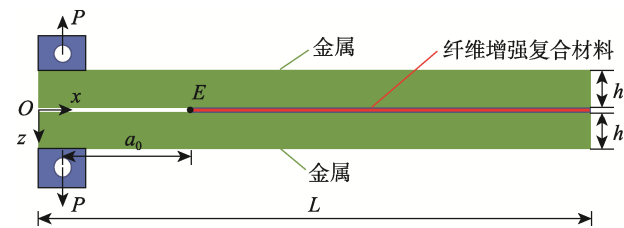


图 1 DCB 试样示意图
Fig.1 Diagram of DCB sample

对 DCB 试样进行受力分析, 可得式 (1)。

$$\begin{cases} N_1(x) = N_2(x) = 0 \\ V_1(x) = -V_2(x) = P \\ M_1(x) = -M_2(x) = P \cdot x \end{cases} \quad (1)$$

式中: $N_1(x)$ 和 $N_2(x)$ 分别为 2 个子层板中线处的轴力; $V_1(x)$ 和 $V_2(x)$ 分别为 2 个子层板中线处的横向剪力; $M_1(x)$ 和 $M_2(x)$ 分别为 2 个子层板中线处的弯矩。

1.1 基于 Timoshenko 梁理论推导试样总断裂韧性

在试样分层长度和未分层部分长度都远大于子

层板厚度的假设下, 存在的关系见式 (2)。

$$\begin{cases} N_i(x) = A_i \frac{du_i(x)}{dx} \\ M_i(x) = D_i \frac{d\Phi_i(x)}{dx} \\ V_i(x) = B_i \left[\frac{dw_i(x)}{dx} + \Phi_i(x) \right] \end{cases} \quad i=1,2 \quad (2)$$

式中: u_i 和 w_i 分别为子层板中线的轴向位移和横向位移; Φ_i 为横截面旋转角度, 以逆时针方向为正; A_i 为子层板的轴向刚度系数; B_i 为子层板的横向剪切刚度系数; D_i 为子层板的弯曲刚度系数。

刚度系数计算见式 (3)。

$$\begin{cases} A_i = E_f b h \\ B_i = \frac{5G_{13} b h}{6} \\ D_i = E_f I_i \end{cases} \quad (3)$$

式中: E_f 为试样的弯曲模量; G_{13} 为试样的剪切模量; I_i 为子层板的惯性矩。

联立式 (1) 和式 (2), 代入边界条件, 可得式 (4)。

$$\begin{cases} u_1(x) = 0 \\ u_2(x) = 0 \\ \Phi_1(x) = \frac{6P}{E_f b h^3} x^2 - \frac{6Pa^2}{E_f b h^3} \\ \Phi_2(x) = -\frac{6P}{E_f b h^3} x^2 + \frac{6Pa^2}{E_f b h^3} \\ w_1(x) = -\frac{2P}{E_f b^2 h^3} x^3 - \frac{6Pa^2}{E_f b h^3} x + \frac{6P}{5G_{13} b h} x - \frac{4Pa^3}{E_f b h^3} - \frac{6P}{5G_{13} b h} a \\ w_2(x) = \frac{2P}{E_f b^2 h^3} x^3 - \frac{6Pa^2}{E_f b h^3} x - \frac{6P}{5G_{13} b h} x + \frac{4Pa^3}{E_f b h^3} + \frac{6P}{5G_{13} b h} a \end{cases} \quad (4)$$

令 $x=0$, 根据式 (4) 可得加载点处位移 d , 见式 (5)。

$$d = w_2(0) - w_1(0) = \frac{4Pa^3}{E_f b} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{6Pa}{5G_{13} b} \cdot \frac{2}{h} \quad (5)$$

在 DCB 试验中, 试样柔度 C 的计算见式 (6)。

$$C = \frac{d}{P} = \frac{4a^3}{E_f b} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{6a}{5G_{13} b} \cdot \frac{2}{h} \quad (6)$$

可得试样总断裂韧性 G , 见式 (7)。

$$G = \frac{P^2}{2b} \cdot \frac{dC}{da} = \frac{6P^2 a^2}{E_f b^2} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{3P^2}{5G_{13} b^2} \cdot \frac{2}{h} \quad (7)$$

1.2 建立半解析法表达式

令 a_0 和 a_1 分别为初始裂纹长度和分层试验卸载时的裂纹长度, C_0 和 C_1 为对应的初始柔度和分层试验卸载时的柔度, 将其代入式 (6) 可得式 (8)。

$$\begin{cases} C_0 = \frac{4a_0^3}{E_f b} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{6a_0}{5G_{13}b} \cdot \frac{2}{h} \\ C_1 = \frac{4a_1^3}{E_f b} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{6a_1}{5G_{13}b} \cdot \frac{2}{h} \end{cases} \quad (8)$$

由式(8)可得式(9)。

$$\begin{cases} E_f = \frac{4a_0 a_1 (a_1^2 - a_0^2)}{b(C_1 a_0 - C_0 a_1)} \cdot \frac{2}{h^3} \\ G_{13} = \frac{6a_0 a_1 (a_0^2 - a_1^2)}{5b(C_1 a_0^3 - C_0 a_1^3)} \cdot \frac{2}{h} \end{cases} \quad (9)$$

假设裂纹延伸至新的裂纹尖端 F ，如图2所示。设此时裂纹长度为 a ， E_1 与 E_2 分别为子层板1和子层板2上新的预制裂纹尖端。令 O_1 为子层板1上 E_1 处法线与中心线的交点， O_2 为子层板2上 E_2 处法线与中心线的交点。

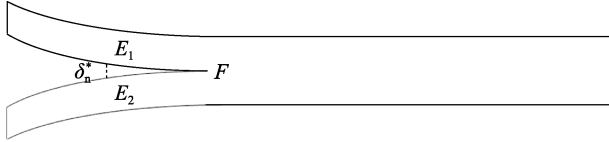


图2 DCB试样变形后裂纹尖端示意
Fig.2 Diagram of crack tip of DCB sample after deformation

根据 Timoshenko 梁理论，子层板的轴向位移沿厚度方向为线性变化^[32]，见式(10)。

$$\begin{cases} u_{O1} = u_{E1} - \Phi_{E1} h \\ u_{O2} = u_{E2} + \Phi_{E2} h \end{cases} \quad (10)$$

假设横向位移沿厚度方向不变，则见式(11)。

$$\begin{cases} w_{O1} = w_{E1} \\ w_{O2} = w_{E2} \end{cases} \quad (11)$$

由式(5)和式(6)可得式(12)。

$$\begin{cases} \delta_t^* = u_{E2} - u_{E1} = u_{O2} - \Phi_{E2} h - (u_{O1} + \Phi_{E1} h) = 0 \\ \delta_n^* = w_{E2} - w_{E1} = w_{O2} - w_{O1} = w_2 a_0 - w_1 a_0 = \\ \frac{2P(a_0^3 - 3a^2 a_0 + 2a^3)}{E_f b} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{6P(a - a_0)}{5G_{13}b} \cdot \frac{2}{h} \end{cases} \quad (12)$$

式中： δ_n^* 为预制裂纹尖端的张开位移； δ_t^* 为预制裂纹尖端的剪切位移。

将式(9)和式(12)代入式(7)，得到试样总断裂韧性 G ，见式(13)。

$$G = \frac{6P^2(\alpha + \beta)^2}{E_f b^2} \cdot \frac{2}{h^3} + \frac{3P^2}{5G_{13}b^2} \cdot \frac{2}{h} \quad (13)$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{E_f b C}{16/h^3} + \left[\left(\frac{E_f b C}{16/h^3} \right)^2 + \left[\frac{E_f/(2h)}{10G_{13}/(2/h^3)} \right]^3 \right]} \quad (13)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{E_f b C}{16/h^3} - \left[\left(\frac{E_f b C}{16/h^3} \right)^2 + \left[\frac{E_f/(2h)}{10G_{13}/(2/h^3)} \right]^3 \right]}$$

式中： $\alpha + \beta$ 为实际裂纹长度。

1.3 确定桥接应力

为了获得复合材料 I 型层间断裂韧性对应的 I 型桥接应力，采用与积分路径无关的 J 积分方法。当以黏结区和裂纹尖端周围的上下表面为积分区域时，参数 J 的计算见式(14)。

$$J = J_{tip} + \int_0^{\delta_n^*} \sigma(\delta_n) d\delta_n \quad (14)$$

式中：下标 tip 表示积分位于裂纹尖端周围； δ_n 为裂纹面局部张开位移； $\sigma(\delta_n)$ 为对应的桥接应力。

对于弹性材料，参数 J 值与复合材料 I 型裂纹扩展的断裂韧性 G 相等，则预制裂纹尖端处的张开位移 δ_n^* 对应的桥接应力 $\sigma(\delta_n^*)$ 的计算见式(15)。

$$\sigma(\delta_n^*) = \frac{dG_1}{d\delta_n^*} \quad (15)$$

基于 SA 法的推导过程，根据式(13)和式(15)，仅需标准试验的载荷-位移数据，无需实时监测裂纹长度，即可获得超混杂复合材料 I 型层间断裂韧性和对应的桥接应力。

为获得 I 型断裂韧性与预制裂纹处张开位移的关系，采用 Mollón 等^[33]提出的指数型函数拟合 DCB 试验曲线，见式(16)。

$$G_1(\delta_n^*) = G_a \left(1 - e^{-\frac{\delta_n^*}{\delta_a}} \right) + G_b \left(1 - e^{-\frac{\delta_n^*}{\delta_b}} \right) + G_{tip} \quad (16)$$

式中： δ_a 、 δ_b 、 G_a 和 G_b 均为常数，由拟合曲线获得； G_t 可由式(13)求得。联立式(16)与式(15)可得 I 型层间断裂中的 I 型桥接应力，见式(17)。

$$\sigma(\delta_n^*) = \frac{dG_1(\delta_n^*)}{d\delta_n^*} = \left(\frac{G_a}{\delta_a} \right) e^{-\frac{\delta_n^*}{\delta_a}} + \left(\frac{G_b}{\delta_b} \right) e^{-\frac{\delta_n^*}{\delta_b}} \quad (17)$$

2 半解析法验证

为了验证推导的 SA 法的准确性，对碳纤维增强环氧树脂/钛合金超混杂复合材料 (CFRP/TC4) 和玻璃纤维增强环氧树脂/钛合金超混杂复合材料 (GFRP/TC4) 开展 DCB 试验。基于 SA 法，直接利用 DCB 试验的载荷-位移数据表征 2 种试样的 I 型分层行为，并将 SA 法表征数据集成到 CZM 中，以预测 DCB 试样的 I 型分层行为。

2.1 DCB 试样制备

CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 由 TC4 钛合金、单向碳纤维增强环氧树脂预浸料和聚四氟乙烯薄膜等材料制成，单向碳纤维增强环氧树脂预浸料（碳纤维预浸料，型号为 T300）由湖北航宇新型材料股份有限公司提供，单向玻璃纤维增强环氧树脂预浸料（玻纤预浸料，型号为 G15000）由威海光威复合材料股份有限公司

提供, 无水乙醇由重庆川东化工(集团)有限公司提供, TC4 钛合金和聚四氟乙烯薄膜购自重庆鑫方盛电子商务有限公司。

考虑到子层板厚度对 DCB 试验的影响, 为了准确测试 CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 的 I 型层间断裂韧性, 避免 II 型和 III 型层间断裂韧性对测试结果产生干扰, 测试试样设计为 3 层, 以 TC4 钛合金作为两子层板, CFRP 和 GFRP 3 层 0° 铺层, 位于两子层板之间。参照 GB/T 28891—2012, 试样总长度 $L=150$ mm, 宽度 $b=20$ mm, 厚度 $h=4$ mm, 预制裂纹长度 $a_0=50$ mm, 设置在 TC4 钛合金与 CFRP 和 GFRP 界面。

具体制备过程如下: 在烧杯中倒入 300 mL 无水乙醇, 并放入 TC4 钛合金, 超声清洗 5 min 后使用真空烘箱烘干; CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 采用热压成型工艺制备, 将碳纤预浸料和玻纤预浸料裁成 $150\text{ mm}\times 20\text{ mm}$ 的片层, 铺放在 2 块 TC4 钛合金之间, 聚四氟乙烯薄膜放置于 TC4 钛合金与 CFRP 和 GFRP 界面, 用以制作预制裂纹, 然后将 CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 放入热压罐, 在 120°C 、 0.6 MPa 下热压 3 h 成型; 成型后使用砂纸抛光试样侧面, 直至露出金属及复合材料夹层, 并在试样侧面喷漆, 以便于

试验时观察分层现象。

2.2 DCB 试验及分析

参照 GB/T 28891—2012 开展 DCB 试验, 使用特定夹具将预制裂纹端固定于万能拉伸试验机, 另一端自由。由万能拉伸试验机施加位移载荷, 实时观察裂纹位置并记录时间。记录裂纹到达每个刻度的时间以及万能拉伸试验机的载荷数据, 测试数据采用柔度校准方法处理。CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 样件基于 SA 法和试验标准-柔度校准 (Compliance-Calibration, CC) 法获得的 I 型层间断裂韧性吻合良好, 二者随裂纹长度变化趋势基本相同, 先随裂纹扩展迅速增大, 后增长速率变缓, 表现出 R 型曲线特征, 如图 3 所示。

基于试验载荷-位移数据, 由式 (16) 得到 CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 试样 I 型断裂韧性与预制裂纹处张开位移的关系, 如图 4 所示。CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 的 R^2 分别为 0.986 4 和 0.993 4, 均 $>95\%$, 拟合度良好, 拟合参数见表 1。由式 (17) 得到桥接应力, 如图 5 所示, 与试验结果对比具有较高的准确性。

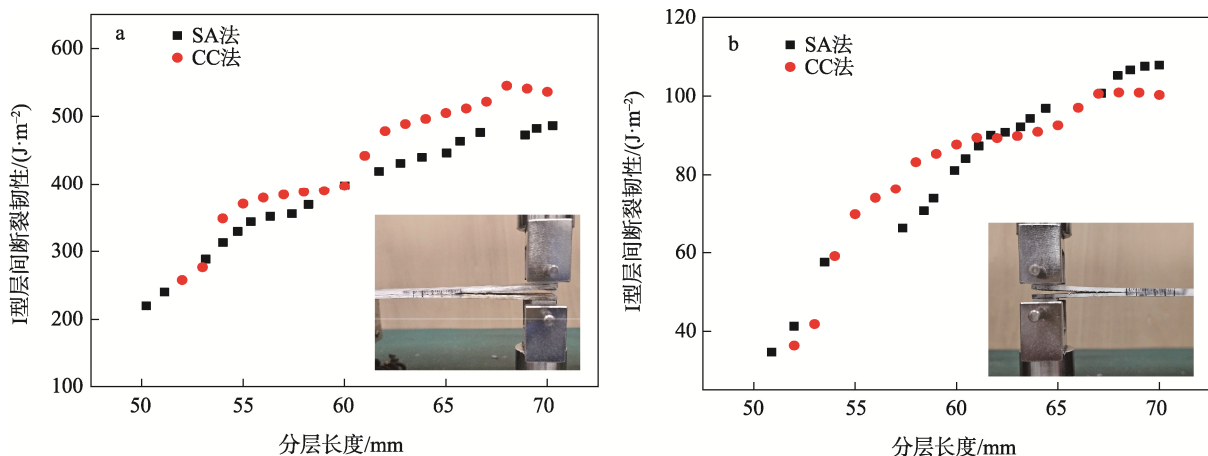


图 3 CFRP/TC4 (a) 和 GFRP/TC4 (b) 试样 DCB 试验中的 SA 法与 CC 法结果对比
Fig.3 Comparison of SA method and CC method results in DCB test of CFRP/TC4 (a) and GFRP/TC4 (b) samples

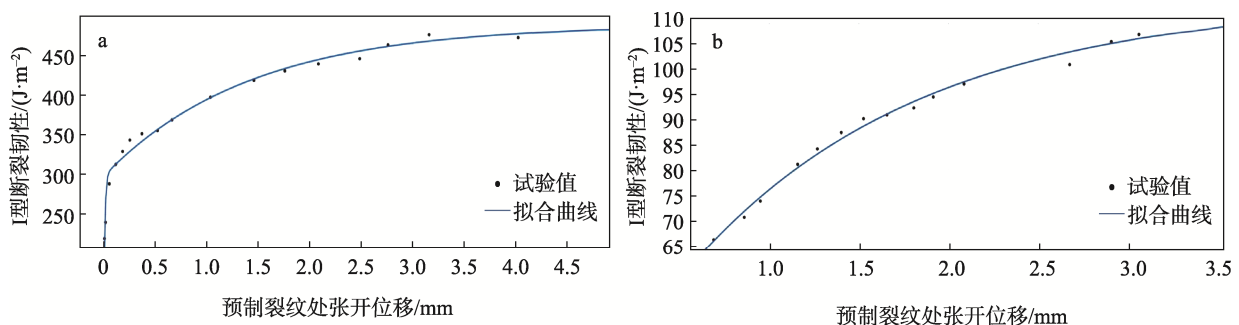


图 4 CFRP/TC4 (a) 和 GFRP/TC4 (b) 试样 I 型断裂韧性与预制裂纹处张开位移的关系
Fig.4 Relationship between mode I fracture toughness and opening displacement at prefabricated crack of CFRP/TC4 (a) and GFRP/TC4 (b) samples

表 1 超混杂复合材料桥接应力确定的拟合参数
Tab.1 Fitting parameters for determining the bridge stress of super-hybrid composite materials

试样	δ_a	δ_b	G_a	G_b	R^2
CFRP/TC4	246.3	191.1	0.010 85	1.416	0.986 4
GFRP/TC4	1.324	81.06	0.019 13	1.287	0.993 4

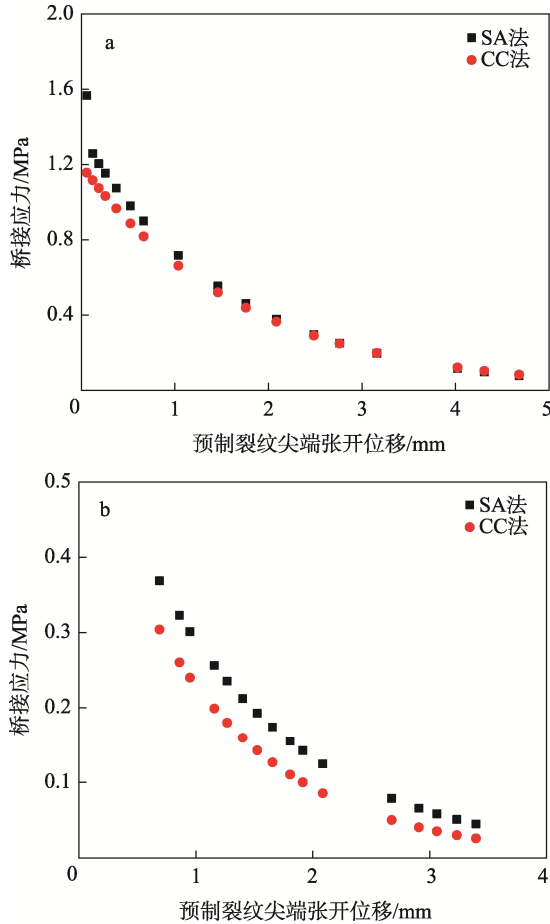


图 5 CFRP/TC4 (a) 和 GFRP/TC4 (b) 试样
采用 SA 法与 CC 法计算 I 型桥接应力对比
Fig.5 Comparison of mode I bridge stress of
CFRP/TC4 (a) and GFRP/TC4 (b) samples by
SA method and CC method

2.3 数值模拟及分析

为进一步验证 SA 法的准确性,将获取的层间断裂韧性和桥接参数整合到 CZM 中,对 DCB 试验开展数值模拟。为准确描述纤维从初步形成到拉断过程中的纤维桥接现象(断裂韧性呈现 R 型曲线),采用分别表示基体和纤维失效的 2 个双线性 CZM 叠加的三线性本构内聚区模型,如图 6 所示。图 6 中, $O-D-\delta_b$ 表示基体的分层失效,三角形面积代表分层扩展起始的断裂韧性; $O-B-C$ 表示桥接纤维失效,其组成的图形面积代表纤维桥接引起断裂韧性;起始断裂韧性与纤维桥接引起的断裂韧性之和即为纤维桥接发展完

全后的稳态断裂韧性。

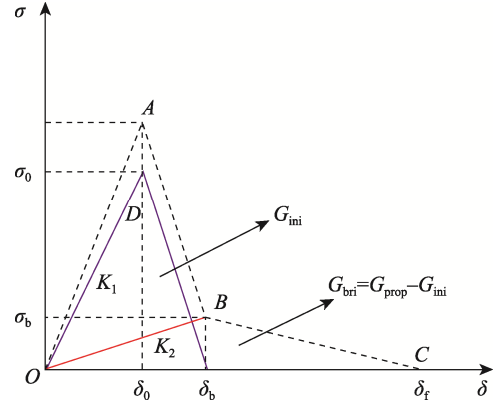


图 6 三线性本构内聚区模型示意
Fig.6 Diagram of trilinear constitutive
cohesive region model

三线性本构内聚区模型表达式见式(18)~(19)。

$$\tau = (1 - D) K_0 \delta \quad (18)$$

$$D = \begin{cases} 0 & 0 < \delta \leq \delta_0 \\ \left(1 - \frac{K_{AB}}{K_0}\right) \left(1 - \frac{\delta_0}{\delta}\right) & \delta_0 < \delta \leq \delta_b \\ 1 - \frac{K_{BC}}{K_0} \left(1 - \frac{\delta_f}{\delta}\right) & \delta_b < \delta \leq \delta_f \\ 1 & \delta > \delta_f \end{cases} \quad (19)$$

式中: K_0 为初始界面刚度; τ_0 为界面强度; D 为损伤状态变量; δ_0 为损伤开始时的位移; δ_f 为单元完全失效时对应的破坏位移; K_0 、 K_{AB} 、 K_{BC} 分别为 OA 段、 AB 段和 BC 段的斜率。

由式(19)可知,当 $0 < \delta \leq \delta_0$ 时,应力与应变成线性关系;当 $\delta_0 < \delta \leq \delta_b$ 时,剪应力减小,即界面破坏与其承载能力降低;当 $\delta_b < \delta \leq \delta_f$ 时,纤维桥接作用为分层扩展提供阻力,应力逐渐减小为零。

基于建立的三线性本构内聚区模型,采用 ABAQUS 软件对 DCB 试验进行数值模拟。模型由上、下子层板,复合材料层以及内聚层组成,其中上、下子层板材料为 TC4 钛合金,其杨氏模量为 105 GPa,泊松比为 0.3,厚度为 20 mm;复合材料层分别为 CFRP 和 GFRP,厚度为 0.1 mm,材料参数如表 2 所示;内聚层厚度为 0.01 mm。在 DCB 试验中,试样右端不移动,在建模时对模型右端施加固定约束。在上、下子层板距离左端 5 mm 处分别设置一个参考点,然后施加 2 个相反的位移,即 ϕ_1 与 ϕ_2 。仿真模型如图 7 所示。

建立模型后,采用试错法确定超混杂复合材料分层扩展模拟的最佳初始界面刚度与界面强度。初始界面刚度应足够大,以提供合理的刚度,但要避免单元内聚力的发散振荡等数值问题,一般取 $10^{12} \sim 10^{15} \text{ N/m}^3$ [34]。对于 CFRP/TC4 和 GFRP/TC4 试样,内聚力层界面刚度分别调整为 10^{15} 和 10^{12} N/m^3 时,其数值模拟结果与试

验结果具有较高的一致性，见图 8。

表 2 CFRP 和 GFRP 材料参数
Tab.2 Parameters of CFRP and GFRP materials

序号	材料参数	CFRP	GFRP
1	模量 E_1/GPa	130	53.5
2	模量 E_2/GPa	8.7	17.7
3	模量 E_3/GPa	8.7	17.7
4	剪切模量 G_{12}/GPa	3.5	5.83
5	剪切模量 G_{13}/GPa	3.5	5.83
6	剪切模量 G_{23}/GPa	2.9	5.83
7	泊松比 ν_{12}	0.33	0.278
8	泊松比 ν_{13}	0.33	0.278
9	泊松比 ν_{23}	0.33	0.278

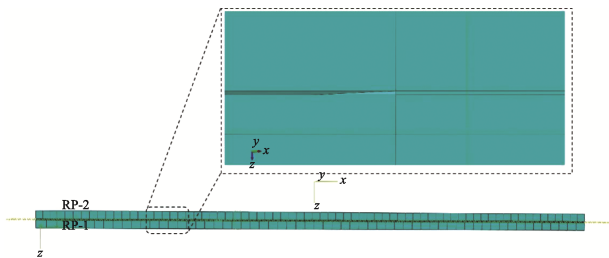


图 7 DCB 试验仿真模型
Fig.7 DCB test simulation model

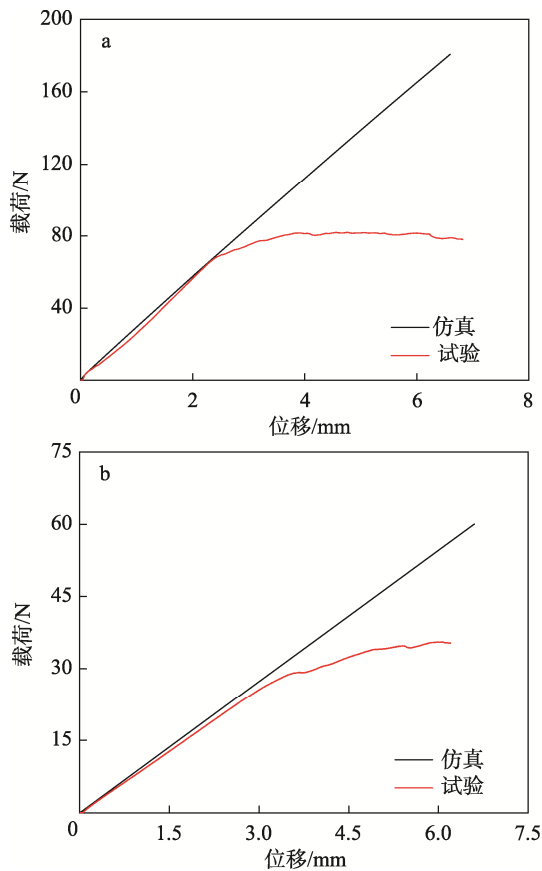


图 8 CFRP/TC4 (a) 和 GFRP/TC4 (b) 试样
调整界面刚度下数值模拟与试验结果
Fig.8 Numerical simulation and test results of

CFRP/TC4 (a) and GFRP/TC4 (b) samples with
adjusted interface stiffness

在最佳界面刚度的基础上确定界面强度，较高的界面强度不会提高模拟结果的精度，而较低的界面强度可以改善收敛性，但极低的界面强度可能导致载荷-位移曲线失准，界面强度的推荐值通常略低于材料的层间强度^[34]。对于 CFRP/TC4 试样，当界面强度为 2 MPa 时，其数值模拟载荷的最大值为 80 N，与试验数据最接近，载荷位移曲线吻合最好。对于 GFRP/TC4 试样，当界面强度为 1.5 MPa 时，模拟载荷位移曲线吻合最好，此时的最大载荷约为 30 N。2 个试样的仿真预测结果与试验载荷位移曲线对比如图 9 所示。

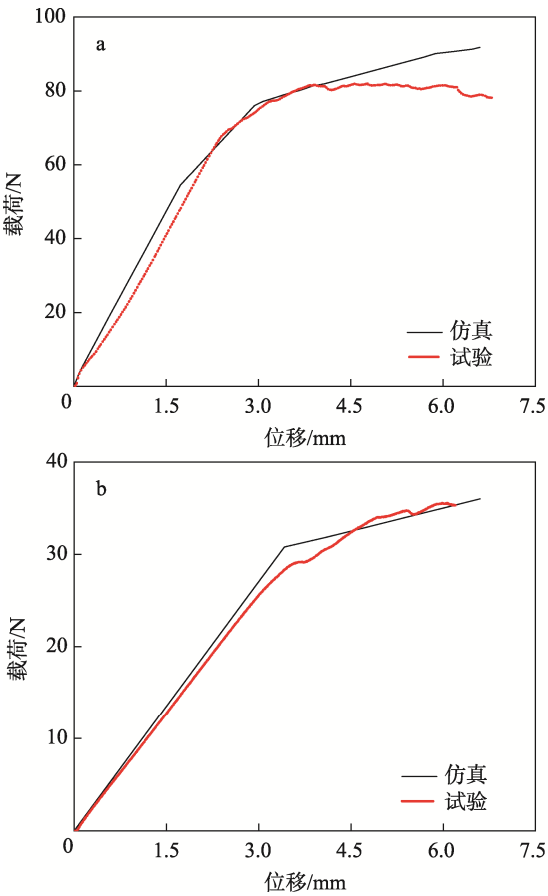


图 9 CFRP/TC4 (a) 和 GFRP/TC4 (b) 试样
数值模拟与试验结果
Fig.9 Numerical simulation and test results of
CFRP/TC4 (a) and GFRP/TC4 (b) samples

3 结语

基于 Timoshenko 梁理论，提出一种高效、准确表征超混杂复合材料 I 型分层行为的 SA 法，直接由载荷-位移曲线获取 I 型层间断裂韧性和桥接参数，并与 DCB 试验结果对比，具有较高的准确性。将获取的层间断裂韧性和桥接参数整合到三线性内聚力定

律中,基于 ABAQUS 软件对 DCB 试验开展数值模拟,预测的载荷-位移曲线与试验具有较高的一致性。该 SA 法为表征超混杂复合材料 I 型分层行为提供一种简单的方法,避免目视观察裂纹扩展长度或开展额外试验测试材料参数,可有效简化试验过程,节约试验成本,对超混杂复合材料包装箱结构设计具有重要的指导意义。

参考文献:

- [1] 李楠,刘雷波,龚文化,等. 复合材料包装箱结构轻量化设计仿真技术研究[J]. 包装工程, 2023, 44(23): 307-314.
LI N, LIU L B, GONG W H, et al. Lightweight Design and Simulation Technology of Composite Packing Box Structure[J]. Packaging Engineering, 2023, 44(23): 307-314.
- [2] 康宝臣,郭志军,薛贵林. 大型密封包装箱复合结构设计 with 优化分析[J]. 数字海洋与水下攻防, 2018, 1(2): 63-68.
KANG B C, GUO Z J, XUE G L. Composite Structural Design and Optimization Analysis of Large Sealed Packing Box[J]. Digital Ocean & Underwater Warfare, 2018, 1(2): 63-68.
- [3] 段世非,孙德强,谭一,等. 精确制导航空弹药电磁防护包装研究[J]. 包装工程, 2020, 41(15): 70-74.
DUAN S F, SUN D Q, TAN Y, et al. Electromagnetic Shielding Packaging of Precision-Guided Aviation Ammunition[J]. Packaging Engineering, 2020, 41(15): 70-74.
- [4] 刘正涛,胡建华,张报云,等. 我国弹药包装防护设计研究现状[J]. 包装工程, 2023, 44(17): 291-297.
LIU Z T, HU J H, ZHANG B Y, et al. Research Status of Ammunition Packaging Protection Design in China[J]. Packaging Engineering, 2023, 44(17): 291-297.
- [5] XIE M, ZHAN L H, MA B L, et al. Classification of Fiber Metal Laminates (FMLs), Adhesion Theories and Methods for Improving Interfacial Adhesion: A Review[J]. Thin-Walled Structures, 2024, 198: 111744.
- [6] 谭艳. 国内外弹药包装材料的研究进展[J]. 材料导报, 2013, 27(1): 375-377.
- [7] TAN Y. Research Progress on Ammunition Package Worldwide[J]. Materials Reports, 2013, 27(1): 375-377.
- [8] EL E H, KORKMAZ M E, GUPTA M K, et al. A State-of-the-Art Review on Mechanical Characteristics of Different Fiber Metal Laminates for Aerospace and Structural Applications[J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022, 123(9): 2965-2991.
- [9] 郑增敏. TA2 板表面微坑对 TA2/PEEK 界面 I 型断裂韧性影响的研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2017: 1-7.
- ZHENG Z M. Research on the TA2/PEEK Joints Fracture Toughness Using Regular Surface Micro-Pits[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2017: 1-7.
- [10] WU X P, NING H M, LIU Y L, et al. Synergistic Delamination Toughening of Glass Fiber-Aluminum Laminates by Surface Treatment and Graphene Oxide Interleaf[J]. Nanoscale Research Letters, 2020, 15(1): 74.
- [11] BAKHBERGEN U, ABBASSI F, KALIMULDINA G, et al. Recent Approaches of Interface Strengthening in Fibre Metal Laminates: Processes, Measurements, Properties and Numerical Analysis[J]. Composites Part B: Engineering, 2024, 285: 111744.
- [12] YIN S H, GONG Y, LI W C, et al. A Novel Four-Linear Cohesive Law for the Delamination Simulation in Composite DCB Laminates[J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 180: 107526.
- [13] GONG Y, TAO J N, CHEN X J, et al. A Semi-Analytical Method for Determining Mode-II Fracture Toughness and Bridging Law of Composite Laminates[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2022, 265: 108371.
- [14] ZOU L H, GONG Y, TIAN D L, et al. Effect of Interface Angle on Mode I Delamination Damage Behavior of Multidirectional Fully Isotropic Laminates with the Same Global Stiffness[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 182: 110211.
- [15] Fibre-Reinforced Plastic Composites-Determination of Mode I Interlaminar Fracture Toughness, G_{IC} , for Unidirectionally Reinforced Materials: ISO 15024: 2023[S]. International Organization for Standardization, 2023.
- [16] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. 纤维增强塑料复合材料 单向增强材料 I 型层间断裂韧性 G_{IC} 的测定: GB/T 28891—2012[S]. 2012.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of China. Fiber-Reinforced Plastic Composites-Determination of Mode I Interlaminar Fracture Toughness G_{IC} of Unidirectional Reinforced Materials: GB/T 28891-2012[S]. 2012.
- [17] Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composites: ASTM D5528/D5528M-21[S]. US-ASTM, 2021.
- [18] Testing Methods for Interlaminar Fracture Toughness of

- Carbon Fibre Reinforced Plastics: JIS K 7086-1993[S]. Japanese Standards Association, 1993.
- [19] CHATZIATHANASIOU T, SOETE J, VANHULST J, et al. In-Situ X-Ray Computed Tomography of Mode I Delamination in Carbon-Epoxy Composites: The Effect of the Interface Ply Orientation[J]. Composites Part B: Engineering, 2023, 260: 110761.
- [20] SHOKRIEH M M, HEIDARI-RARANI M, AYATOLLAHI M R. Calculation of G_I for a Multidirectional Composite Double Cantilever Beam on Two-Parametric Elastic Foundation[J]. Aerospace Science and Technology, 2011, 15(7): 534-543.
- [21] LIU W L, CHEN P H. Determination of the Bridging Law for Mode I Delamination *via* Elastic Restraint Beam Model and Equivalent Crack Method[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2020, 226: 106867.
- [22] XU W, GUO Z Z. A Simple Method for Determining the Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Composite without Measuring the Growing Crack Length[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2018, 191: 476-485.
- [23] SADEGHI M Z, ZIMMERMANN J, GABENER A, et al. The Applicability of J-Integral Approach in the Determination of Mixed-Mode Fracture Energy in a Ductile Adhesive[J]. International Journal of Adhesion and Adhesives, 2018, 83: 2-8.
- [24] CAO T C, ZHAO L B, WANG L J, et al. An Efficient Semi-Analytical Method to Extract the Mode II Bridging-Traction Law in ENF Tests Directly from the Experimental Load Displacement Data[J]. Composite Structures, 2022, 285: 115229.
- [25] SHAO Y, ZHAO H P, FENG X Q, et al. Discontinuous Crack-Bridging Model for Fracture Toughness Analysis of Nacre[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2012, 60(8): 1400-1419.
- [26] MORAIS A B D. Novel Cohesive Beam Model for the End-Notched Flexure (ENF) Specimen[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2011, 78(17): 3017-3029.
- [27] MOURA M F S F D, MOREIRA R D F, RAMÍREZ F M G. Influence of Geometric and Material Parameters on the Mode II Interlaminar Fatigue/Fracture Characterization of CFRP Laminates[J]. Composites Science and Technology, 2021, 210: 108819.
- [28] 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.
- [29] GONG Y, HOU Y X, ZHAO L B, 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.
- [30] SORENSEN B F, JACOBSEN T K. Large-Scale Bridging in Composites: R-Curves and Bridging Laws[J]. Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, 1998, 29(11): 1443-1451.
- [31] XAVIER J, OLIVEIRA M, MORAIS J J L, et al. Determining Mode I Cohesive Law of Pinus Pinaster by Coupling Double Cantilever Beam Test with Digital Image Correlation[J]. Frattura Ed Integrità Strutturale, 2015, 9(31): 13-22.
- [32] STUTZ S, CUGNONI J, BOTSIS J. Crack-Fiber Sensor Interaction and Characterization of the Bridging Traction in Mode I Delamination[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2011, 78(6): 890-900.
- [33] BENNATI S, COLLELUORI M, CORIGLIANO D, et al. An Enhanced Beam-Theory Model of the Asymmetric Double Cantilever Beam (ADCB) Test for Composite Laminates[J]. Composites Science and Technology, 2009, 69(11/12): 1735-1745.
- [34] MOLLÓN V, BONHOMME J, VIÑA J, et al. Theoretical and Experimental Analysis of Carbon Epoxy Asymmetric Dcb Specimens to Characterize Mixed Mode Fracture Toughness[J]. Polymer Testing, 2010, 29(6): 766-770.
- [35] 赵丽滨, 龚愉, 张建宇. 纤维增强复合材料层合板分层扩展行为研究进展[J]. 航空学报, 2019, 40(1): 522509.
- ZHAO L B, GONG Y, ZHANG J Y. A Survey on Delamination Growth Behavior in Fiber Reinforced Composite Laminates[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2019, 40(1): 522509.