

doi:10.3969/j.issn.1001-3539.2026.05.018

基于界面退化机制的复合材料层合板低速冲击损伤数值模拟

苏健, 陈佳彬, 甘国超, 丁浩
(重庆交通大学机电与车辆工程学院, 重庆 400000)

摘要: 碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)在全寿命周期内常因环境侵蚀或工艺缺陷导致界面性能衰退进而引发结构耐撞性衰减。为探明这一非线性损伤机理,构建了包含物理退化路径的CFRP层合板低速冲击三维数值模型,该模型采用网格偏置策略与基于物理失效准则的内聚力模型(CZM)。通过将Hashin准则与B-K能量准则相结合,该模型准确捕捉了基体开裂与分层之间的耦合行为,峰值载荷预测相对误差为11.6%。研究突破了传统单一参数分析的局限,设计了包含整体老化、界面脆化/软化、剪切主导失效及弱结合缺陷的参数解耦界面退化路径,系统地量化了微观界面机制对层合板宏观安全性的影响。数值模拟结果显示界面断裂韧性是决定结构极限承载力与损伤容限的核心指标。具体而言,单纯的界面脆化(韧性降低)会诱发层间裂纹的失稳扩展,致使峰值载荷跌落17.2%,分层损伤面积增加49.1%;而界面软化(强度降低)虽导致起裂提前,但凭借保留的高韧性产生的裂尖桥联效应,有效抑制了损伤扩展(分层损伤面积减少13.9%)。此外,研究证实层间损伤具有显著的剪切驱动特征,仅退化剪切属性即可复现整体老化模式(分层损伤面积相对误差1.0%)。结果表明,模拟“吻接”缺陷的弱结合工况虽维持了初始接触刚度,却会诱发严重的脆性断裂(分层损伤面积增加154%)。本研究表明,在抗老化设计中,通过增韧技术提升基体界面断裂韧性,并强化针对弱结合缺陷的检测,是保障CFRP服役安全的关键。

关键词: 复合材料层合板;低速冲击;界面退化;数值模拟;内聚力模型;参数解耦

中图分类号: TQ327.1 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3539(2026)05-0153-09

Numerical simulation of low-velocity impact damage of composite laminates based on interface degradation mechanisms

SU Jian, CHEN Jiabin, GAN Guochao, DING Hao

(School of Mechatronics and Vehicle Engineering, Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400000, China)

Abstract: The interfacial properties of carbon fiber reinforced plastic (CFRP) inevitably degrade during service due to hygro-thermal erosion or manufacturing defects, significantly compromising structural crashworthiness. To elucidate this non-linear damage mechanism, a high-fidelity 3D finite element model of CFRP laminates under low-velocity impact was established, which included the physical degradation path. This model employed the mesh offset strategy and the cohesive zone model (CZM) based on the physical failure criterion. By integrating the Hashin criterion with the B-K energy evolution law, the model accurately captures the coupling behavior between matrix cracking and delamination, achieving a peak load prediction relative error of only 11.6%. Distinct from traditional single-parameter sensitivity analyses, five parameter decoupled interface degradation paths were constructed, including uniform aging, interface embrittlement, softening, shear-driven failure, and weak bond defects, which systematically quantified the influence of microscopic interface mechanisms on macroscopic safety. Numerical simulation results reveal that interface fracture toughness is the governing parameter determining ultimate bearing capacity and damage tolerance, outweighing the influence of initiation strength. Specifically, interface embrittlement (reduced toughness only) triggers unstable interface crack propagation, causing a 17.2% drop in peak load and a 49.1% surge in delamination damage area. Conversely, interface softening (reduced

通信作者: 苏健, 硕士研究生, 主要研究方向为复合材料低速冲击损伤

收稿日期: 2026-02-03

引用格式: 苏健, 陈佳彬, 甘国超, 等. 基于界面退化机制的复合材料层合板低速冲击损伤数值模拟[J]. 工程塑料应用, 2026, 54(5): 153-161.

SU Jian, CHEN Jiabin, GAN Guochao, et al. Numerical simulation of low-velocity impact damage of composite laminates based on interface degradation mechanisms[J]. Engineering Plastics Application, 2026, 54(5): 153-161.

strength only), despite earlier crack initiation, effectively restricts damage propagation through the crack tip bridging effect provided by retained high toughness, unexpectedly reducing the delamination damage area by 13.9%. Furthermore, it is confirmed that the interlaminar damage is predominantly shear-driven, degrading shear properties alone reproduces the damage mode of uniform aging with high precision with 1.0% of the relative error in the delamination damage area. Notably, the "weak bond" scenario (simulating "kissing bond" defects) retains initial contact stiffness but precipitates catastrophic brittle fracture, resulting in a 154% increase in delamination damage area. Consequently, for anti-aging design, enhancing matrix interface fracture toughness through toughening technology and strengthening the detection of weak bond defects are key to ensuring service safety of CFRP.

Keywords: composite laminate; low-velocity impact; interface degradation; numerical simulation; cohesive zone model; parameter decoupling

碳纤维增强树脂基复合材料(CFRP)凭借其优异的比强度、比模量及可设计性,在航空航天及汽车工业领域应用广泛。但是,由于层间性能相对薄弱,CFRP结构对横向低速冲击载荷极为敏感。冲击往往会在结构内部引发目视不可见的基体裂纹与大规模分层损伤(BVID),导致结构剩余压缩强度显著下降,严重威胁服役安全^[1]。因此,深入探究复合材料层合板在冲击载荷下的损伤演化机理具有一定的工程意义。

受限于实验测试的高成本及瞬态观测难题,基于有限元方法的数值模拟已成为揭示冲击损伤机理的有效手段。其中,基于断裂力学的内聚力模型(CZM)因其能有效模拟裂纹萌生与扩展过程,被广泛应用于层间分层的预测。国外学者,Bouvet等^[2]提出了基于参数敏感性的离散层模型策略;Panettieri等^[3]进一步分析了界面刚度、强度及断裂韧性对冲击分层损伤面积的影响规律。国内学者在此领域也取得了显著进展:李峰忠等^[4]对比评估了不同损伤预测模型的精度,指出合理的失效准则对捕获复杂损伤模式至关重要;周俊杰等^[5]基于渐进损伤理论,详细分析了层合板在冲击载荷下的分层扩展规律;张超等^[6]则进一步探究了复杂应力状态(如倾斜冲击)下的损伤演化机制。此外,在实验与材料改性方面,卫新亮等^[7]研究发现冲击能量阈值与分层损伤面积呈非线性相关,付雲昭等^[8]的综述则进一步指出了改善界面韧性对提升复合材料耐撞性的关键作用。

但是,现有的数值模拟研究多基于“理想界面”假设,或仅采用单一参数轮换法(OAT)进行敏感性分析,忽略了实际服役环境中界面退化机制的复杂性。事实上,不同类型的环境载荷或制造缺陷会导致截然不同的界面性能演化规律。例如,湿热老化通常导致树脂基体吸湿膨胀与化学键降解^[9-10],表现

为界面强度与韧性的同步衰减^[11];而Tang等^[12]的最新研究指出,制造工艺中产生的“吻接(Kissing bond)”缺陷虽然保留了完好的接触刚度,但其界面结合强度几乎丧失^[13]。若在仿真中不加区分地对所有参数进行统一折减,将难以准确识别不同失效诱因(如“强度主导”或“韧性主导”)对结构耐撞性的具体贡献权重。

因此,本文以CFRP层合板为研究对象,建立了一种高精度三维有限元模型。在验证了模型有效性的基础上,基于物理失效机理构建了整体老化、界面脆化、界面软化、剪切主导失效及弱结合缺陷在内的五种典型界面退化路径。旨在通过参数解耦分析,系统探究不同退化机制对层合板冲击动力学响应及损伤容限的影响规律,以期为复合材料结构的抗老化设计与运维评估提供理论参考。

1 有限元数值模拟

1.1 有限元模型构建

根据ASTM D7136M-15标准给出的指南,采用Abaqus软件的网格偏置法,建立材料体系为T700 GC/M21的复合材料层合板低速冲击三维有限元模型,其中T700 GC为增强了界面黏结性能的高强无捻碳纤维,M21是一种航空级高韧性环氧树脂。该层合板几何尺寸为150 mm×100 mm×4.015 mm,铺层顺序为 $[0_2, 45_2, 90_2, -45_2]_s$ 、单层厚度0.25 mm,cohesive层厚度为0.001 mm。冲头定义为直径16 mm、质量2.0 kg的刚体,冲头初速度 v_0 预设5 m/s,冲击能量为25 J^[4]。模型施加全固支边界条件,采用面-面接触算法描述冲头外表面和层合板上表面之间的接触行为,其余的面和面之间均采用通用接触算法来模拟,接触摩擦系数设为0.3^[14]。

层合板采用T700 GC/M21单向带,其基本力学性能参数见表1,有限元模型网格及边界条件如图1所示^[14]。为了兼顾计算精度与效率,本文采用了局

部加密的网格偏置策略。冲击中心区域网格尺寸设为0.5 mm。且根据内聚力模型理论,界面过程区长度 l_{cz} 可估算为 $l_{cz} \approx EG_c/T^2$,其中 E 为弹性模量, G_c 为界面断裂韧性, T 为界面强度。针对本文中最脆的工况,估算的理论过程区长度约为2.0 mm。因此,0.5 mm的网格尺寸保证了在损伤过程区内至少存在4个单元,满足Turon等^[15]提出的数值稳定性要求,从而消除了网格尺寸对脆性断裂模拟的虚假影响。

表1 T700 GC/M21单层板力学性能参数

Tab. 1 Mechanical property parameters of T700 GC/M21 laminate

Parameters	Values
Density/(kg·m ⁻³)	1 600
Modulus/GPa	$E_{11}=130; E_{22}=E_{33}=7.7;$ $G_{12}=G_{13}=4.8; G_{23}=3.8$
Poisson's ratio	$\nu_{12}=\nu_{13}=0.33; \nu_{23}=0.35$
Strength/MPa	$X_T=2\ 080; X_C=1\ 250; Y_T=60; Y_C=140; S_{12}=S_{13}=S_{23}=110$
Fracture energy/(N·mm ⁻¹)	$G_{ft}=133; G_{fc}=40; G_{mt}=0.6; G_{mc}=2.1$

Notes: E is Young's modulus; G with numerical subscript is shear modulus; ν is Poisson's ratio; X_T and X_C are the longitudinal tensile and compressive strengths; Y_T and Y_C are the transverse tensile and compressive strengths; S is the shear strength. G_{ft} , G_{fc} , G_{mt} , and G_{mc} are the fracture energies for fiber tension, fiber compression, matrix tension, and matrix compression, respectively. Subscripts 1, 2, and 3 denote the longitudinal, transverse, and through-thickness directions.

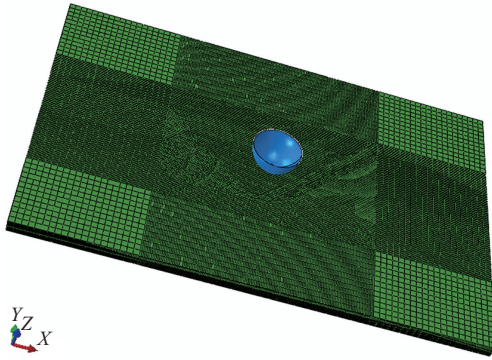


图1 基于偏置策略生成的有限元模型及局部网格细节

Fig. 1 Finite element model generated by offset strategy and local mesh details

1.2 损伤失效准则

1.2.1 层内损伤

为了模拟复合材料层合板在冲击载荷下的层内损伤演化,采用Abaqus软件内置Hashin失效准则^[16]。该准则基于平面应力假设,考虑了纤维拉伸、纤维压缩、基体拉伸及基体压缩四种独立的失效模式。各模式的损伤起始判据如下。

纤维拉伸失效($\sigma_{11} \geq 0$)判据见式(1)。

$$F_{ft} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_T} \right)^2 + \alpha \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

纤维压缩失效($\sigma_{11} < 0$)判据见式(2)。

$$F_{fc} = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_C} \right)^2 \geq 1 \quad (2)$$

基体拉伸失效($\sigma_{22} \geq 0$)判据见式(3)。

$$F_{mt} = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (3)$$

基体压缩失效($\sigma_{22} < 0$)判据见式(4)。

$$F_{mc} = \left(\frac{\sigma_{22}}{2S_T} \right)^2 + \left[\left(\frac{Y_C}{2S_T} \right)^2 - 1 \right] \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_C} \right) + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

式中: σ_{ij} 为有效应力张量分量; X_T, X_C 分别为纤维方向的拉伸与压缩强度; Y_T, Y_C 分别为垂直于纤维方向的拉伸与压缩强度; S_{12}, S_T 分别为纵向与横向剪切强度; $F_{ft}, F_{fc}, F_{mt}, F_{mc}$ 分别为纤维拉伸、纤维压缩、基体拉伸和基体压缩的失效判定系数; α 为剪切应力对纤维拉伸失效的贡献系数(通常取1)。

当上述任一判据满足时,材料刚度开始根据基于能量的损伤演化法则进行退化

1.2.2 层间损伤

层间界面的损伤行为则采用基于牵引力-分离法则的内聚力模型进行描述。该模型包含线弹性阶段、损伤起始判定及损伤演化三个阶段。

(a)损伤起始准则。

本文采用二次名义应力准则来预测分层损伤的萌生。当界面各方向的名义应力比值的平方和达到1时^[17],损伤开始发生,见式(5)。

$$\left(\frac{\langle t_n \rangle}{N} \right)^2 + \left(\frac{t_s}{S_1} \right)^2 + \left(\frac{t_t}{S_2} \right)^2 = 1 \quad (5)$$

式中: t_n, t_s, t_t 分别为界面的法向及两个切向的牵引力应力; N 为界面法向拉伸强度, S_1, S_2 分别为两个切向的剪切强度;符号 $\langle \rangle$ 为Macaulay括号,表示纯压应力状态下不会引发法向损伤。

(b)损伤演化准则。

损伤萌生后,界面的刚度随裂纹扩展逐渐降低。为了准确描述I型(张开型)与II/III型(滑开/撕开型)混合模式下的分层扩展行为,采用基于能量的B-K准则^[18],见式(6)。

$$G_c = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{shear}}{G_T} \right)^\eta \quad (6)$$

式中: G_c 为混合模式下的临界断裂韧性; G_{IC}, G_{IIC} 分别为I型和II型断裂韧性; $G_{shear} = G_{II} + G_{III}$,为剪切

变形能释放率(G_{II} , G_{III} 为 II 型和 III 型能量释放率); $G_T = G_I + G_{\text{shear}}$, 为总能量释放率(G_I 为 I 型能量释放率); η 为与材料相关的幂指数参数(本文取 $\eta=1.45$)。当总能量释放率 $G_T > G_C$ 时,界面单元完全失效并被删除。

本文采用的基准状态下层间界面材料性能参数见表 2^[14]。

表 2 基准状态下层间界面材料性能参数

Tab. 2 Interlaminar interface materials property parameters for baseline

Parameters	Values
Elastic modulus/GPa	5
Strength/MPa	$N=S=T=30$
Fracture energy/(N·mm ⁻¹)	$G_{IC}=0.6; G_{IIC}=2.1$
Power exponent (η)	1.45

Notes: N , S and T are the normal and two shear strengths, respectively; G_{IC} and G_{IIC} are the Mode I and Mode II fracture toughnesses, respectively.

1.3 界面性能退化方案设计

为了探究不同老化机制及制造缺陷对层合板冲击损伤容限的独立影响权重,基于物理失效机理,采用参数解耦法设计了五种典型的界面退化方案,用以定量分析不同失效诱因对层合板冲击响应的影响。假设基准工况(Baseline)的界面性能参数 P_0 (包含界面强度 T 与界面断裂韧性 G_C),退化后的参数 P_{deg} 可通过引入退化系数 f 定义为式(7)。

$$P_{\text{deg}} = f \cdot P_0 \quad (7)$$

选取 $f = 0.6$ 代表中度退化水平(弱结合缺陷除

外),具体的退化路径设计如下。

(a)湿热老化机制(Path 1):模拟湿热环境下基体吸湿膨胀与界面化学键降解的耦合效应。已有研究表明,水分子的侵入会导致界面强度与断裂韧性发生同步衰减^[19]。因此,该路径对法向/切向强度(T_n , T_s)及 I/II 型断裂韧性(G_{IC} , G_{IIC})进行等比例折减。

(b)脆化与软化机制解耦(Path 2 和 Path 3):为了分离“强度主导”与“韧性主导”的失效贡献,设计了两种极端工况。Path 2(界面脆化)模拟树脂过固化或热氧老化导致的交联密度增加现象,表现为强度保持不变,但塑性变形能力显著降低;反之, Path 3(界面软化)模拟高温引起的基体软化现象,仅降低界面强度而保留其断裂韧性。通过对比 Path 2 与 Path 3,可有效识别控制冲击损伤的关键力学参数。

(c)剪切驱动失效(Path 4):考虑层合板在横向冲击载荷下,层间分层主要由层间剪切应力驱动。该方案仅对切向性能参数(T_s , G_{IIC})进行退化,而保持法向性能不变,以探究剪切分量在损伤萌生与扩展阶段的主导性。

(d)弱结合缺陷(Path 5):模拟制造工艺中因压力不足或表面污染导致的“吻接”缺陷。此类缺陷通常保留了完好的接触刚度,难以通过常规超声检测发现,但其界面结合强度极低。参考 Tang 等^[12]的研究,本文将该路径下的所有强度与韧性参数折减至基准值的 30% ($f = 0.3$),以模拟严重的黏接质量事故。

上述五种退化路径的具体参数设置详见表 3。

表 3 界面退化路径定义

Tab. 3 Definition of interface degradation paths

Path ID	Mechanism	Strength retention (T/T_0)	Toughness retention (G_C/G_{C0})	Physical description
Path 1	Uniform aging	f	f	Simultaneous degradation of strength and toughness (hygrothermal effect)
Path 2	Embrittlement	1.0	f	Toughness reduction only (e.g., increased cross-linking)
Path 3	Softening	f	1.0	Strength reduction only (e.g., matrix softening)
Path 4	Shear-driven	$T_s = f, T_n = 1.0$	$G_{IIC} = f, G_{IC} = 1.0$	Degradation of shear properties only; Normal properties remain intact
Path 5	Weak bond	0.3	0.3	Weak adhesion with intact contact stiffness (manufacturing defect)

Notes: T_0 and G_{C0} are the baseline interface strength and fracture toughness, respectively; T and G_C are the degraded interface strength and fracture toughness, respectively; f is the degradation factor.

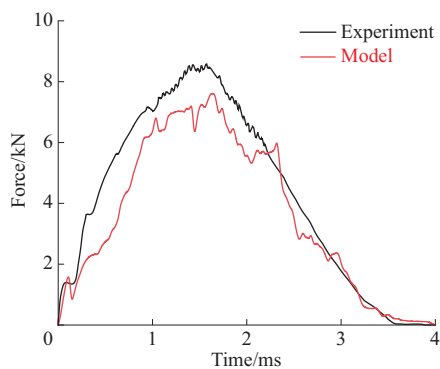
2 结果与讨论

2.1 模型有效性验证

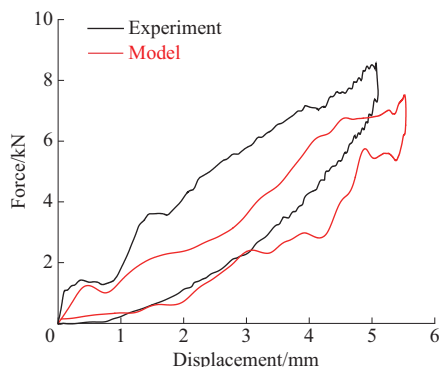
为了验证所建立有限元模型的可靠性,将基准工况(Baseline)的模拟结果与 Hongkarnjanakul 等^[14]的实验数据进行对比。

图 2 给出了冲击动力学响应曲线的对比结果。如图 2a 所示,模拟得到的冲击力-时间曲线与实验

结果吻合较好,预测的峰值载荷 F_{max} 为 7.60 kN,与实验均值 8.6 kN 相比的相对误差为 11.6%(预测值偏低)。分析认为,该误差主要源于两个方面:一是有限元模型将冲头进行了刚体化处理,未考虑实际冲击试验机系统(如传感器等部件)的弹性变形与阻尼耗散;二是模型采用了理想的均匀材料本构模型,未计入真实层合板在固化成型中产生的微孔隙



(a) Contact force-time history



(b) Force-displacement hysteresis loops

图2 数值模拟模型与实验结果的冲击动力学响应对比

Fig. 2 Comparison of impact dynamic response between simulation model and experiment

等初始制造缺陷,而这些微观缺陷往往会促使实验件的损伤更早萌生。尽管存在数值差异,但曲线在峰值后的卸载阶段依然呈现出明显的震荡特征,这对应层合板内部基体开裂及分层扩展引起的瞬时刚度退化,表明模型能够有效捕捉渐进损伤演化过程。图2b的力-位移回滞曲线进一步反映了结构的能量吸收特性。模拟曲线的加载段斜率与实验吻合,验证了接触刚度及层间弹性参数的准确性;同时,曲线围成的闭合面积(即冲击吸收能)饱满且与实验相当,说明模型准确模拟了复合材料在低速冲击下的弹塑性变形及损伤耗散行为。

图3给出了仿真得到的层间分层损伤投影云图[标量刚度退化变量(SDEG)>0.1]。从损伤形态上看,模拟结果呈现出与Hongkarnjanakul等^[14]文献中实验一致的典型“花生状”分布特征,分层区域长轴主要沿45°和-45°铺层方向扩展,验证了模型对层间剪切各向异性的预测能力。在定量分析方面,为了更严格地评估层间结合质量的影响,统计了完全失效区域(Failure Area, SDEG>0.99)的投影面积。基准工况的计算失效面积为566 mm²。虽然该数值小于实验检测到的总损伤面积(1 245 mm²),但准确

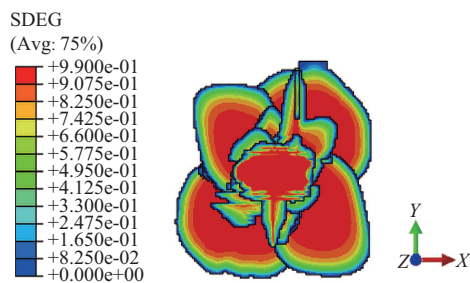


图3 预测的层间分层损伤投影云图

Fig. 3 Predicted interlaminar delamination damage contour (SDEG>0.1)

反映了板材中心发生严重分层的核心区域。

2.2 界面性能退化对冲击动力学响应的影响

图4对比了基准工况(图中以Baseline表示,下同)与不同界面退化路径下层合板的冲击力-位移响应历程。从曲线特征的演化规律可以看出,微观界面机制的差异对宏观冲击响应具有显著的非线性调控作用。

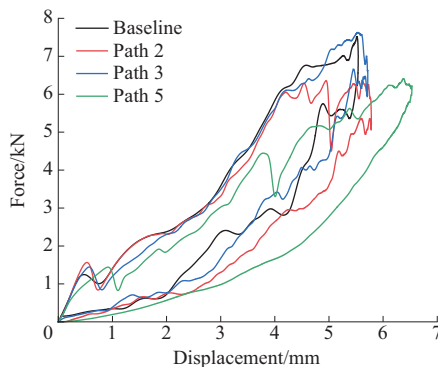


图4 不同界面退化路径下的层合板低速冲击力-位移响应曲线对比

Fig. 4 Comparison of low-velocity impact force-displacement response curves of laminates under different interface degradation paths

对比分析发现,界面脆化(Path 2)与软化(Path 3)呈现出完全不同的承载特征。在Path 2工况中,尽管界面强度保持完好,但仅因断裂韧性降低40%,其峰值载荷 F_{max} 即由基准的7.62 kN骤降至6.31 kN,降幅达17.2%。分析认为,这是因为低韧性导致层间裂纹在萌生后迅速进入失稳扩展阶段,阻断了层间剪切应力的有效传递,致使层合板抗弯刚度发生瞬时衰减。与之形成反差的是,Path 3工况虽然界面强度衰减了40%,但得益于完好的断裂韧性产生的裂尖桥联作用,有效限制了损伤范围,使结构整体完整性得以维系,其峰值载荷反而微幅上升至7.64 kN(升高0.26%)。计算结果验证了在T700 GC/M21复合材料体系中,断裂韧性是维持结构剩余刚度及极限承载能力的主导参量,其安全权重显著高于起裂强度。

此外,特殊缺陷与剪切失效的响应特征同样值得关注。模拟“吻接”缺陷的弱结合工况(Path 5)由于在宏观上仍保持紧密的物理贴合,通常在常规超声无损检测中具有极强的隐蔽性。然而在动态冲击响应中,其退化极具破坏性。正如图4所示,尽管Path 2、Path 3以及Path 5在弹性加载极初期(位移<0.2 mm)均与基准一致,但Path 5曲线在所有工况中最先发生显著偏离。这是由于强度与韧性的双重缺失,当载荷达到6.31 kN时,结构即发生脆性断裂,承载能力急剧下降。

而整体老化(Path 1)与剪切主导(Path 4)工况在宏观力-位移曲线上缺乏突出的响应特征,且趋势与已有曲线存在较大范围重合。为保证图表核心特征的清晰可辨,图4中未绘制这两种工况的曲线,其具体的退化差异将在后文结合分层形态进行分析。尽管略去了完整演化历程,其对宏观强度的折减效应依然可通过提取的峰值数据进行评估:剪切主导工况(Path 4)的峰值载荷6.654 9 kN与整体老化工况(Path 1)的峰值载荷6.648 6 kN高度吻合(相对误差仅为0.095%),这种高保真的复现进一步印证了层间剪切性能的退化是导致结构耐撞性下降的根本驱动力。

2.3 损伤形态演化与失效机理分析

图5统计了不同退化路径下的最终层间分层损伤投影面积,并结合典型损伤云图进行分析。由图5可见,界面脆化(Path 2)的分层损伤面积由基准的565.7 mm²激增至843.2 mm²,增幅达49.1%,且损伤区域沿纤维方向显著延长。结合2.2节的力学响应可知,正是这种大面积的分层扩展导致了结构承载

力的下降。与之形成鲜明对比的是界面软化(Path 3),其分层损伤面积不增反降,仅为487.2 mm²(-13.9%)。这是由于高韧性产生的桥联作用有效阻碍了裂纹尖端的前移,将损伤局限在冲击点附近的局部区域,从而解释了该工况下结构仍能维持高负载的原因。

剪切主导工况(Path 4)的分层损伤面积为855.5 mm²,与整体老化工况(Path 1)的847.0 mm²高度吻合,相对误差仅为1.0%,且两者的损伤面积均与Path 2(843.2 mm²)处于同一水平。该结果验证了层合板低速冲击损伤主要受剪切应力驱动的物理本质:层间剪切应力是驱动分层扩展的主导力学机制^[20]。这意味着在抗老化设计中,优先保证界面的剪切韧性(G_{IIC})是控制BVID损伤范围的关键。

弱结合工况(Path 5)展现了最为严重的破坏形态,其分层损伤面积高达1 436.7 mm²,是基准工况的2.5倍(+154%)。这种不受控的全面脱黏解释了其在力学曲线上的脆性断裂行为,证实了“吻接”缺陷是复合材料服役安全中风险最高的缺陷形式。

2.4 基于灵敏度系数的损伤机理演化分析

为了定量评估各界面本构参数对结构抗冲击安全性的“杠杆效应”,参考相关评价体系^[21],采用OAT单因素扰动法进行参数敏感性分析。OAT方法的理论基础是通过保持系统中其余基准参数恒定,仅对单一输入变量进行摄动,从而单独提取该变量对输出响应的独立影响^[22]。而复合材料低速冲击损伤演化属于涉及多重非线性失效的瞬态动力学过程,且三维高保真内聚力模型的显式动力学计算成本较高,若采用多参数全局耦合分析,不同微观界面力学机制(如法向强度与剪切断裂韧性)的失效效应极易相互掩盖^[23]。因此,OAT方法契合本文“物理参数解耦”的研究逻辑,能够有效剥离并量化单一界面本构参数退化对宏观损伤容限的独立贡献度,从而为结构抗老化设计提供明确的敏感性排序依据。

2.4.1 单因素扰动方案设计

为解耦强度、韧性及刚度等参数的独立影响,选取未老化基准工况(Baseline)为参考点,分别对关键界面参数施加独立扰动。具体的扰动变量设置及对应的模拟工况见表4。需要说明的是,为了捕捉显著的损伤演化特征,本研究采用了幅度约为-40%的“大扰动”(即退化系数 $f=0.6$),以替代常规的微小扰动分析。

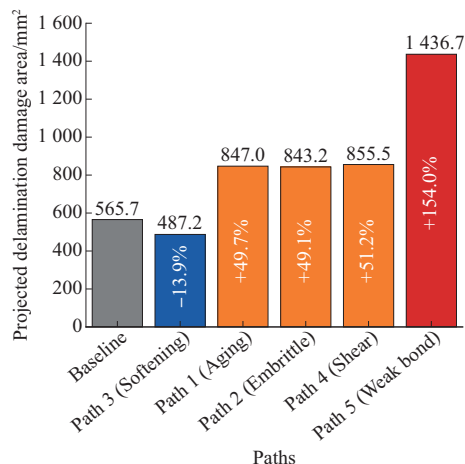


图5 不同界面退化路径下的层间分层损伤投影面积定量统计

Fig. 5 Quantitative statistics of projected delamination damage area under different interface degradation paths

表4 界面参数敏感性分析的单因素扰动定义

Tab. 4 Definition of single-factor perturbation for interface parameter sensitivity analysis

Input factors	Symbol	Reference value (X_0)	Perturbed value (X_{new})	Variation rate ($\Delta X/X_0$)	Corresponding case
Fracture toughness	$G_{\text{IC}}, G_{\text{IIC}}$	100% (Baseline)	60%	-40%	Path 2 (Embrittlement)
Interface strength	T_n, T_s	100% (Baseline)	60%	-40%	Path 3 (Softening)
Shear properties	T_s, G_{IIC}	100% (Baseline)	60%	-40%	Path 4 (Shear-driven)
Contact stiffness	K_{nn}	1.0×10^5	1.0×10^5	0%	Path 5 (Weak bond)

Notes: G_{IC} and G_{IIC} are the Mode I and Mode II fracture toughnesses, respectively; T_n and T_s are the normal and shear interface strengths, respectively; K_{nn} is the contact stiffness.

2.4.2 评估体系与判定标准

以未老化基准工况(Baseline)为中心点,对关键界面参数(包括断裂韧性 G_c 、界面强度 T 等)施加独立扰动。引入灵敏度系数 S 作为量化指标,其定义见式(8)。

$$S = \left| \frac{\Delta Y/Y_0}{\Delta X/X_0} \right| \quad (8)$$

式中: X 为输入变量(界面参数); Y 为输出响应变量(层间分层损伤面积); $\Delta X/X_0$ 为参数的变化率(本研究中退化工况约为-40%); $\Delta Y/Y_0$ 为对应的损伤面积变化率。

根据 S 值的大小,将参数影响权重划分为如下三个等级。

1)关键致危因子($S \geq 1$):具有显著的误差放大效应,参数的微小波动会导致安全性急剧下降。

2)一般敏感因子($0.5 \leq S < 1$):参数变化与损伤扩展呈显著正相关,但未产生放大效应。

3)非敏感因子($S < 0.5$):该参数对工程安全性的影响微弱,在设计容差范围内可忽略。

2.4.3 宏观响应分析

基于上述评价标准,本文提取了各参数扰动下的宏观损伤响应(损伤面积)变化率,计算得到的参数灵敏度系数及权重排序如图6所示。由图6可知,II型断裂韧性(G_{IIC})的灵敏度系数 S 高达1.23,位于“关键致危区”。这意味着界面韧性的衰减会被结构响应“放大”,导致损伤面积呈指数级增长。这从理论层面解释了前文(2.3节)中为何界面脆化会导致分层失稳扩展。

剪切强度(T_s)的 S 值约为0.35(基于Path 3估算),落入“非敏感因子”区间。虽然相较于法向强度($S \approx 0.02$)其影响略大,但并未达到敏感阈值(0.5)。这表明在低速冲击工况下,单纯提升界面强度参数,无论是法向还是切向对抑制损伤扩展的贡献均十分有限。

法向性能参数(T_n, G_{IC})的 S 值均接近于0,对比

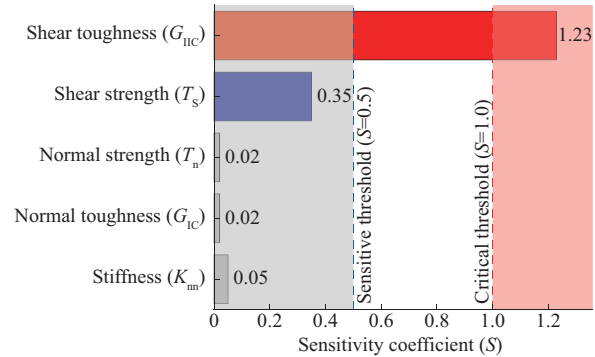


图6 基于灵敏度系数的界面本构参数影响权重排序(OAT方法)

Fig. 6 Ranking of influence weights of interface constitutive parameters based on sensitivity coefficient (OAT method)

Path 1(整体老化)与Path 4(仅剪切老化)的损伤结果可知,二者差异微乎其微(面积误差仅1.0%),这直接证实了板壳弯曲主导的冲击损伤主要由剪切应力驱动,法向拉伸性能的退化几乎不影响最终的损伤程度。

该结论为复合材料抗老化设计提供了明确的工程导向:在材料配方优化中,应优先通过增韧技术提升基体的剪切断裂韧性(G_{IIC}),其抗损伤收益将远高于其他参数^[24]。

3 结论

(1)基于物理失效机理的参数解耦策略,系统解析了T700 GC/M21 复合材料层合板在不同界面退化路径下的低速冲击损伤演化规律。

(2)界面断裂韧性对损伤的影响规律:研究揭示了微观界面参数对宏观损伤容限的非线性控制权重。界面断裂韧性(尤其是 G_{IIC})是决定结构极限承载能力的核心指标,其权重显著高于起裂强度。模拟结果表明,单纯的界面脆化(韧性丧失)会诱发层间裂纹扩展,导致峰值载荷跌落17.2%且损伤面积增加49.1%;相反,虽界面软化(强度降低)导致起裂提前,但凭借高韧性产生的裂尖桥联机制有效抑制了损伤扩展(面积减少13.9%),从而维持了结构的承载能力。

(3)损伤演化的剪切主导特征:层合板低速冲击

BVID损伤表现出显著的剪切主导特征。仅针对性地退化层间剪切性能(Path 4),即可准确反映整体湿热老化(Path 1)的损伤模式,两者在峰值载荷与分层损伤面积上的相对误差分别为0.095%与1.0%。该研究结果表明,在复杂的环境耦合老化模拟中,可通过主要考量剪切性能的退化来预测结构的冲击损伤特征。

(4)“吻接”缺陷的隐蔽失效模式:模拟“吻接”缺陷的弱结合工况(Path 5)揭示了极具隐蔽性的失效模式。该缺陷在保持初始接触刚度不变的情况下,会导致结构承载机制发生脆性失效,并引发面积高达1 436.7 mm²,增幅154%的严重分层。这表明基于线性刚度变化的常规检测方法难以充分评估此类缺陷的危害,在工程实际中需采用能够反映界面非线性力学响应的无损检测技术。

参考文献

- [1] FERREIRA L M, COELHO C A C P, REIS P N B. Effect of cohesive properties on low-velocity impact simulations of woven composite shells[J]. *Applied Sciences*, 2023, 13(12). DOI:10.3390/app13126948.
- [2] BOUVET C, RIVALLANT S, BARRAU J J. Low velocity impact modeling in composite laminates capturing permanent indentation[J]. *Composites Science and Technology*, 2012, 72(16): 1 977 – 1 988.
- [3] PANETTIERI E, FANTERIA D, DANZI F. A sensitivity study on cohesive elements parameters:Towards their effective use to predict delaminations in low-velocity impacts on composites[J]. *Composite Structures*, 2016, 137:130–139.
- [4] 李峰忠,金士杰,张新垚,等.低速冲击下复合材料层合板损伤预测模型评估[J]. *复合材料学报*, 2025, 42(6):3 521–3 534.
LI Fengzhong, JIN Shijie, ZHANG Xinyao, et al. Assessment of damage prediction models for composite laminates under low-velocity impact[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2025, 42(6): 3 521–3 534.
- [5] 周俊杰,王生楠.复合材料层合板低速冲击渐进损伤模型[J]. *西北工业大学学报*, 2021, 39(1):37–45.
ZHOU Junjie, WANG Shengnan. A progressive damage model of composite laminates under low-velocity impact[J]. *Journal of Northwestern Polytechnical University*, 2021, 39(1):37–45.
- [6] 张超,刘建春,方鑫.复合材料层合板低速倾斜冲击损伤分析[J]. *北京航空航天大学学报*, 2022, 48(12):2 388–2 397.
ZHANG Chao, LIU Jianchun, FANG Xin. Damage analysis in composite laminates under low velocity oblique impact[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2022, 48 (12):2 388–2 397.
- [7] 卫新亮,张智敏,刘毅,等.冲击能量对EW200/E51复合材料层合板损伤的影响[J]. *工程塑料应用*, 2020, 48(6):99–102.
- [8] WEI Xinliang, ZHANG Zhimin, LIU Yi, et al. Effect of impact energy on damage of EW200/E51 composite laminate[J]. *Engineering Plastics Application*, 2020, 48(6):99–102.
- [9] 付雲昭,张琦,夏礼栋,等.碳纤维增强热塑性复合材料增韧研究进展[J]. *中国塑料*, 2022, 36(10):23–32.
FU Yunzhao, ZHANG Qi, XIA Lidong, et al. Research progress in toughening of carbon-fiber-reinforced thermoplastic composites[J]. *China Plastics*, 2022, 36(10):23–32.
- [10] WONG K J, JOHAR M, KOLOOR S S R, et al. Moisture absorption effects on mode II delamination of carbon/epoxy composites[J]. *Polymers*, 2020, 12(9). DOI:10.3390/polym1209.2162.
- [11] VIGÓN P, VIÑA J, LOZANO M, et al. Impact of adverse environmental conditions on the fatigue behavior of carbon epoxy adhesive joints under mode II fracture[J]. *Scientific Reports*, 2025, 15. DOI:10.1038/s41598-025-12231-z.
- [12] YANG K, FENG H, LI P Y, et al. The effects of environments and adhesive layer thickness on the failure modes of composite material bonded joints[J]. *Scientific Reports*, 2024, 14. DOI:10.1038/s41598-024-73987-4.
- [13] TANG Y Y, NIE X F, YAN L, et al. A method for generating and validating kiss-bond defects using adhesive films and sand[J]. *Journal of Applied Polymer Science*, 2025, 142(31). DOI:10.1002/app.57264.
- [14] DROŹDZIEL M, PODOLAK P, NARDI D, et al. The mechanical effects of kissing bonding defects in hybrid metal-composite laminates[J]. *Composite Structures*, 2021, 269. DOI:10.1016/j.compstruct.2021.114027.
- [15] HONGKARNJANAKUL N, BOUVET C, RIVALLANT S. Validation of low velocity impact modelling on different stacking sequences of CFRP laminates and influence of fibre failure[J]. *Composite Structures*, 2013, 106:549–559.
- [16] TURON A, DÁVILA C G, CAMANHO P P, et al. An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2007, 74(10):1 665–1 682.
- [17] HASHIN Z. Failure criteria for unidirectional fiber composites[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1980, 47(2):329–334.
- [18] CAMANHO P P, DAVILA C G, DE MOURA M F. Numerical simulation of mixed-mode progressive delamination in composite materials[J]. *Journal of Composite Materials*, 2003, 37(16):1 415–1 438.
- [19] BENZEGGAGH M L, KENANE M. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus[J]. *Composites Science and Technology*, 1996, 56(4):439–449.
- [20] JOHAR M, CHONG W W F, KANG H S, et al. Effects of moisture absorption on the different modes of carbon/epoxy compos-

- ites delamination[J]. *Polymer Degradation and Stability*, 2019, 165:117–125.
- [20] VIGÓN P, ARGÜELLES A, LOZANO M, et al. Mode II delamination under static and fatigue loading of adhesive joints in composite materials exposed to saline environment[J]. *Materials*, 2023, 16(24). DOI:10.3390/ma16247606.
- [21] YANG K, LIU Z Y, QI X, et al. Failure analysis and size optimization of CFRP composite single-lap bonded joints based on the influence of multiple parameters[J]. *Scientific Reports*, 2024, 14. DOI:10.1038/s41598-024-83605-y.
- [22] SALTELLI A, RATTO M, ANDRES T, et al. Global sensitivity analysis: The primer[M]. Hoboken: John Wiley & Sons, Ltd, 2007.
- [23] MIRONE G, BARBAGALLO R, BUA G, et al. Finite element simulation and sensitivity analysis of the cohesive parameters for delamination modeling in power electronics packages[J]. *Materials*, 2023, 16(13). DOI:10.3390/ma16134808.
- [24] CEYLAN R, OZUN E, ÇOBAN O, et al. The effect of hygrothermal aging on the adhesion performance of nanomaterial reinforced aluminium adhesive joints[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2023, 121. DOI:10.1016/j.ijadhadh.2022.103304.

(上接第 117 页)

- [16] 印磊, 苏小平, 潘杰. 基于 NCGA 的汽车外饰件注塑成型工艺参数多目标优化[J]. *塑料工业*, 2024, 52(8):95–100, 164.
YIN Lei, SU Xiaoping, PAN Jie. Multi-objective optimizations of the injection molding process parameters for automotive exterior parts based on NCGA[J]. *China Plastics Industry*, 2024, 52(8):95–100, 164.
- [17] 黄关山, 朱金婷. 基于响应面代理模型及遗传算法的汽车引擎盖注塑成型工艺优化[J]. *塑料科技*, 2024, 52(12):125–128.
HUANG Guanshan, ZHU Jinting. Optimization of car hood injection molding process based on response surface surrogate model and genetic algorithms[J]. *Plastics Science and Technology*, 2024, 52(12):125–128.
- [18] 刘晓坤, 孙正阳, 季宁, 等. 基于 RBF 和 LSGRG 的滤芯托架注塑成型质量控制与优化[J]. *工程塑料应用*, 2024, 52(8):90–95.
LIU Xiaokun, SUN Zhengyang, JI Ning, et al. Optimization and control of filter element bracket injection molding quality based on RBF and LSGRG[J]. *Engineering Plastics Application*, 2024, 52(8):90–95.
- [19] 张文超, 吴迪, 王明伟, 等. 基于 Critic 权重法多目标优化汽车 B 柱上饰板注塑成型工艺[J]. *工程塑料应用*, 2024, 52(4):83–88.
ZHANG Wenchao, WU Di, WANG Mingwei, et al. Multi-objective optimization of automotive B-pillar upper trim plate injection molding process based on Critic weight method[J]. *Engineering Plastics Application*, 2024, 52(4):83–88.