

DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20200215.002

碳纤维增强树脂复合材料-热成型钢超混杂层合板层间力学性能

段瑛涛¹, 武肖鹏², 王智文¹, 敬敏¹, 栗娜¹, 刘强³, 宁慧铭^{*2}, 胡宁²

(1. 北京汽车研究总院有限公司, 北京 101300; 2. 重庆大学 航空航天学院, 重庆 400044;
3. 航空工业复合材料技术中心, 北京 101300)

摘 要: 通过双悬臂梁试验 (DCB) 研究了金属表面处理和界面插层协同作用对碳纤维增强树脂复合材料 (CFRP)-热成型钢超混杂层合板层间力学性能的影响。试验结果表明, 采用金属表面处理与界面插层协同增韧方案, 可以极大地提升层合板的 I 型层间断裂韧性。其中, 喷砂/界面胶膜插层试件 (GB36#/AF) 的 I 型层间断裂韧性相比于脱脂试件提高了 343%; 喷砂/界面纯树脂插层试件 (GB36#/EP) 相比于脱脂试件, 其 I 型层间断裂韧性提高了 129%。并基于内聚区模型对 CFRP-热成型钢超混杂层合板分层失效进行了有限元模拟。最后借助激光共聚焦扫描显微镜 (LSM)、接触角测量仪 (CAG)、扫描电子显微镜 (SEM) 等对热成型钢表面形貌和试件的断裂面进行了表征并揭示了层间增韧的机制。

关键词: CFRP-热成型钢超混杂层合板; I 型层间断裂韧性; 协同增韧; 有限元分析; 内聚区模型

中图分类号: TB332 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2020)10-2418-10

Interlaminar mechanical properties of carbon fiber reinforced plastics-thermoformed steel super-hybrid laminates

DUAN Yingtao¹, WU Xiaopeng², WANG Zhiwen¹, JING Min¹, LI Na¹, LIU Qiang³, NING Huiming^{*2}, HU Ning²
(1. Beijing Automotive Technology Center Co. Ltd., Beijing 101300, China; 2. College of Aerospace Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China; 3. AVIC Composite Technology Center, Beijing 101300, China)

Abstract: The synergistic effects of the metal surface treatments and interleaves on the interlaminar mechanical properties of the carbon fiber reinforced plastics (CFRP) composite-thermoformed steel super-hybrid laminates were investigated. Double cantilever beam tests (DCB) show that the Mode-I interlaminar fracture toughness of the laminates can be greatly improved by combining metal surface treatment and inserting interleaf. Among them, the interlaminar Mode-I fracture toughness of the specimens with sandblasting/adhesive film interleaves (GB36#/AF) and sandblasting/epoxy resin interleaves (GB36#/EP) increase by 343% and 129% compared with that of the degreased specimens respectively. In addition, based on the cohesive zone model, the delamination of the CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates was analyzed by finite element method. Finally, to uncover the toughening mechanism, confocal laser scanning microscopy (LSM), contact angle goniometer (CAG) and scanning electron microscopy (SEM) were employed to characterize the surface morphology of the thermoformed steel and the fracture surface of the tested laminates.

Keywords: CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates; Mode-I interlaminar fracture toughness; synergistic toughening; finite element analysis; cohesive zone model

收稿日期: 2019-10-30; 录用日期: 2020-01-20; 网络首发时间: 2020-02-17 15:13:28
网络首发地址: <https://doi.org/10.13801/j.cnki.fhclxb.20200215.002>
基金项目: 国家自然科学基金汽车联合重点基金 (U1864208); 国家自然科学基金 (51603022)
通信作者: 宁慧铭, 博士, 副教授, 硕士生导师, 研究方向为复合材料力学 E-mail: ninghuiming@cqu.edu.cn
引用格式: 段瑛涛, 武肖鹏, 王智文, 等. 碳纤维增强树脂复合材料-热成型钢超混杂层合板层间力学性能 [J]. 复合材料学报, 2020, 37(10): 2418-2427.
DUAN Yingtao, WU Xiaopeng, WANG Zhiwen, et al. Interlaminar mechanical properties of carbon fiber reinforced plastics-thermoformed steel super-hybrid laminates[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2020, 37(10): 2418-2427(in Chinese).

碳纤维增强树脂复合材料 (Carbon fiber reinforced plastics, CFRP) 具有比金属更高的比刚度和比强度、优异的耐腐蚀和抗疲劳特性,但是其面外承载能力及抗冲击特性较弱^[1-3],而金属延展性较好,抗冲击性能优良。为了结合二者的优点,常常将金属与 CFRP 复合材料复合,进行轻量化结构设计,如纤维-金属层合板 (Fiber metal laminates, FMLs) 超混杂结构^[1,4],纤维-金属-泡沫夹层结构^[5-7]等在航空航天、汽车工业、船舶和民用建设等领域的应用越来越广泛^[8-16]。就汽车轻量化而言,发展车用 CFRP-金属超混杂层合承载结构是一种既能满足高性能要求又同时兼顾一定成本的策略。在金属方面,单从材料的密度来看,铝合金、钛合金及镁合金等轻金属相比于钢的密度较小,但其更高的成本也在一定程度上限制了其在汽车轻量化方面的应用^[17];而热成型钢因其成本较低、强度较高、碰撞吸能优良及成型性较好等优势已成为汽车轻量化的一种主要材料^[18]。因此结合 CFRP 复合材料与热成型钢的优点,开发 CFRP-热成型钢超混杂层合承载结构,在汽车工业具有非常良好的应用前景,目前宝马 7 系的 B 柱结构已经采用了这种混杂轻量化结构设计。然而,热成型钢和 CFRP 复合材料属于异种材料,两者之间必然存在物理性能的差异(如热膨胀系数、弹性模量等),导致钢与 CFRP 复合材料界面之间粘结强度较低,从而在界面上容易产生脱层,滋生裂纹。因此,对钢与 CFRP 复合材料界面连接进行增强增韧研究十分重要。

就改善 FMLs 层间断裂韧性而言,可以从两个方面分别入手:(1)可以通过改进金属与 CFRP 复合材料界面性能实现改善其层间断裂韧性的目的;(2)可以通过提高 CFRP 复合材料层的力学性能来改善其层间断裂韧性。对于改进 FMLs 界面性能,一般要对金属进行表面处理,如机械打磨^[19]、

激光刻蚀^[20]、硅烷化处理^[21]、喷砂^[22-23]和等离子处理^[24]等。对于改进 CFRP 复合材料层间力学性能,插层^[25-27]、三维编织^[28]、z-pinning^[29]等技术被开发出来。目前,大部分学者的研究主要集中在金属表面处理方式或 CFRP 复合材料内部插层,而结合金属表面处理技术和 CFRP-金属界面插层协同改善 FMLs 层间断裂韧性的研究还较少,对其增韧机制的研究还不够完善。

本文以热成型钢和 CFRP 复合材料为研究对象,采用金属表面处理和界面插层协同增韧方案,运用热压成型工艺制备出了 6 种不同界面强韧化方案的 CFRP-热成型钢超混杂复合结构。并通过双悬臂梁试验 (Double cantilever beam tests, DCB) 和相关表征,讨论了表面处理和界面插层对 CFRP-热成型钢超混杂复合结构层间断裂韧性的影响。另外,基于内聚区模型,对典型的界面增韧方案进行建模,并将其与实验结果进行了对比。

1 试验方案

1.1 原材料

试验采用的钢板为连续变截面轧制热成型钢板 (Tailor rolled blanks, TRB),厚度为 1.2 mm,由北汽集团新技术研究院提供,其主要化学成分(按质量分数计算)为 0.23wt%C、0.25wt%Si、1.35wt%Mn、0.19wt%Cr、0.04wt%Mo、0.003wt%B,经过加热并淬火后的拉伸强度可达 1 500 MPa;单向 T700 碳纤维/树脂预浸料,中复神鹰碳纤维有限公司;环氧树脂 (Epoxy, EP) 为双酚 F 型树脂 EPON 862,固化剂为 EPIKURE 3140,均由广州市镆韵化工有限公司提供,其中环氧树脂与固化剂的质量比为 2 : 1;胶膜为艾联公司的 L-F501,厚度约为 0.3 mm;具体的材料参数见表 1。其他原材料均由成都科隆化工有限公司提供。

表 1 碳纤维增强树脂复合材料 (CFRP) 及插层 (L-F501 胶膜和树脂) 的物理参数

Table 1 Physical parameters of carbon fiber reinforced plastics(CFRP) composite and interlayer (L-F501 and epoxy)

Material	Physical parameter	Value
CFRP	Young's modulus (Fiber direction)/GPa	138
	Young's modulus (Transverse direction)/GPa	10
	Tensile strength (Fiber direction)/MPa	1 800
	Class fiber volume fraction/vol%	67
L-F501	Young's modulus/GPa	3.6
	Tensile strength/MPa	40
	Steel-to-steel joint (Untreated)/MPa	28
Epoxy	Young's modulus/GPa	3
	Tensile strength/MPa	60

1.2 超混杂层合板制备流程

本文采用热压成型工艺，对 CFRP 和热成型

钢进行有效地共固化粘结。具体制备 CFRP-热成型钢超混杂层合板的流程和热压工艺如图 1 所示。

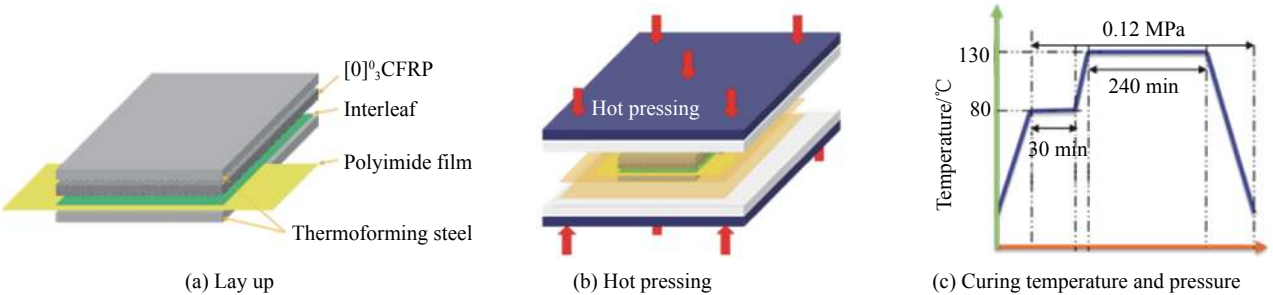


图 1 CFRP-热成型钢超混杂层合板制备流程示意图及热压工艺

Fig. 1 Schematic illustration of CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates fabrication and hot pressing process

1.3 界面强韧化方案

1.3.1 金属表面脱脂处理

裁剪一定尺寸的热成型钢板，将其浸泡至酒精溶液中，超声清洗 30 min，以做简单的脱脂处理，60℃ 干燥箱烘干。最后裁剪相应尺寸的 CFRP 复合材料预浸料，与热成型钢进行共固化热压成型。

1.3.2 金属表面打磨处理

选用 600#型号砂纸对热成型钢表面进行有效打磨，随后将打磨处理后的钢板浸泡至酒精溶液中进行脱脂，其余过程同 1.3.1 节。

1.3.3 金属表面喷砂处理

选用 36#金刚砂 (SiC 类型)，利用吸入式喷砂机对热成型钢进行喷砂处理，喷砂作业时空气压力为 0.8 MPa 左右，喷砂距离约为 9 cm，喷砂角度为 70°~85°，随后将喷砂处理后的钢板浸泡至酒精溶液中，超声清洗 30 min，以去除表面的油脂和残留的 SiC 颗粒，其余过程同 1.3.1 节。

1.3.4 界面插层处理

由于 CFRP 复合材料与金属之间容易存在电化学腐蚀问题，因此引入界面插层来隔绝电化学腐蚀。本文拟采用 L-F501 胶膜和纯树脂插层两种方案。

L-F501 胶膜插层：直接将裁剪好的单层胶膜引入到 CFRP 复合材料与金属界面之间，进行叠层铺设，最后将试件放到热压机中，进行共固化热压成型 (最终胶膜的厚度在 0.2 mm 左右)。

纯树脂插层：首先将环氧树脂与固化剂按质量 2 : 1 进行混合，进行搅拌 10 min，脱泡 5 min，得到自制的纯树脂粘结剂。采用涂布机将配好的纯树脂粘结剂均匀敷在热成型钢与裁好的 CFRP 复合材料之间，保证环氧胶面密度为 225 g/m²，

最后将试件放到热压机中，进行共固化热压成型 (最终的环氧胶厚度在 30 μm 左右)。

对上述金属表面处理方式和界面插层进行组合，得到了本文层间增韧的具体 6 种方案如表 2 所示。

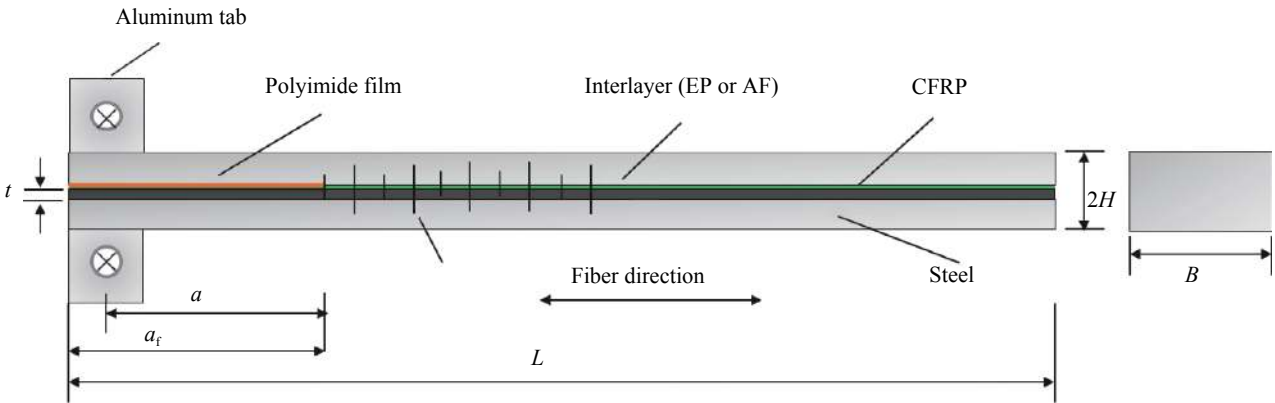
表 2 试验方案

Table 2 Experimental schemes

Group	Scheme name	Abbreviation scheme
1	Degreasing	Degreasing
2	600# sandpaper grinding	600#
3	Sandblasting	GB36#
4	Degreasing/adhesive film interleaves	Degreasing/AF
5	Sandblasting/adhesive film interleaves	GB36#/AF
6	Sandblasting/epoxy resin interleaves	GB36#/EP

1.4 试验加载与测试

参照标准 JIS K 7086^[30] 对 CFRP-热成型钢超混杂层合板进行 DCB 实验，本文中的层合板结构为 2/1 结构 (铺叠形式为钢/[0]³CFRP/钢)。由于试件不完全对称，在 DCB 测试中可能造成试件末端偏移影响测量精度^[31]，为此通过增大钢板厚度和减小 CFRP 复合材料层的厚度来近似使其上下板的弯曲刚度接近，以减小实验误差。试件尺寸及加载示意图如图 2 所示。其中，L、B、2H、t 分别代表试件的长、宽、高和 CFRP 复合材料层的厚度。预制裂纹长度为 a_f；嵌入物尖端至力的加载点为初始裂纹，其初始分层长度为 a；分层增量 Δa 由钢板两侧的刻度作为标记。实验的加载速度为 1 mm/min，当分层增量达到 50 mm 时，停止加载。采用改进的柔度校准方法计算得到 I 型层间断裂韧性 G_{IC}(kJ/m²)^[30]：



$L=50\text{ mm}; B=20\text{ mm}; t=0.3\text{ mm}; 2H=2.7\text{--}2.9\text{ mm}; a_f=40\text{ mm}; a=34\text{ mm};$ EP—Epoxy resin; AF—Aramid fiber

图2 双悬臂梁试验 (DCB) 试件示意图 (预制裂纹位于钢板与插层之间)

Fig. 2 Schematic illustration of specimen for double cantilever beam(DCB) tests (Precrack lies between the steel plate and interlayer)

$$G_{IC} = \frac{3}{2(2H)} \left(\frac{P_C}{B} \right) \frac{(B\lambda)^{\frac{2}{3}}}{\alpha_1} \tag{1}$$

$$\frac{a}{2H} = \alpha_1 (B\lambda)^{\frac{1}{3}} + \alpha_0 \tag{2}$$

其中： P_C 为裂纹起始时的临界载荷； λ 为柔度； α_1 为拟合直线的截距； α_0 为拟合直线的斜率。

2 结果与讨论

2.1 CFRP-热成型钢超混杂层合板双悬臂梁实验测试结果

图3为通过静态DCB试验得到的各类型试件的I型载荷-位移曲线。可知：随着张开位移的增大，载荷也逐渐增大，载荷与张开位移初始阶段呈线性关系；随后曲线出现拐点，载荷非线性上升直到最大值；最后阶段，张开位移增大，载荷P逐渐减小，直到分层长度达到50 mm，结束实

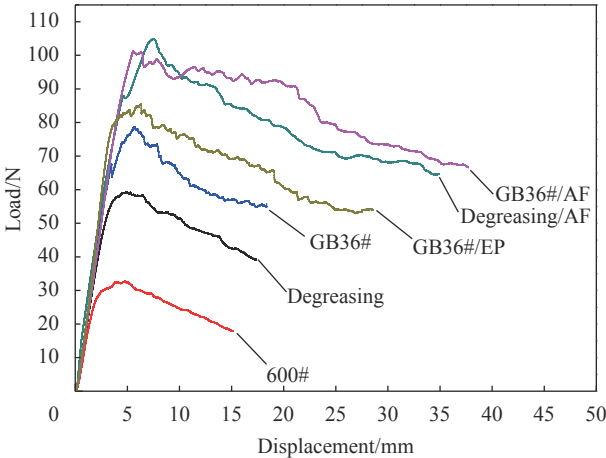


图3 CFRP-热成型钢超混杂层合板 DCB 试样的载荷-位移曲线
Fig. 3 Representative load-displacement curves of DCB for CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates

验。图4为所有方案试件的临界载荷 P_C 。可以看到，金属表面处理和界面插层对界面失效临界载荷 P_C 有着不同的影响。其中，对金属表面进行喷砂处理可以有效地提高临界载荷 P_C ，且效果明显优于其他类别的表面处理方式；对热成型钢和CFRP 复合材料界面进行插层，如脱脂/界面插层胶膜试件，相比于单进行脱脂处理试件，其临界载荷 P_C 也得到了极大的提高，表明界面插层有利于层间力学性能的提高；在对金属表面进行喷砂处理的基础上，进一步在异种材料界面引入插层进行协同增强处理，如喷砂/界面胶膜插层试件，其临界载荷 P_C 相比于脱脂/界面胶膜插层试件有了更进一步地提高，证明了采用金属表面处理技术与界面插层协同改性层合板的有效性。其可以最

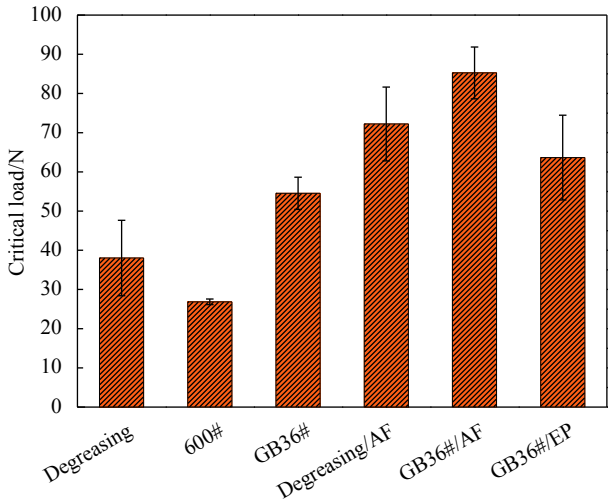


图4 CFRP-热成型钢超混杂层合板 DCB 试样的临界载荷 P_C
Fig. 4 Critical load P_C of DCB for CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates

大幅度地提高界面失效临界载荷。另外，对于协同改性层合板的试件，临界载荷值 P_C 均高于只进行金属表面处理的试件；纯树脂插层试件的临界载荷低于胶膜插层的临界载荷。

通过载荷、张开位移和分层增量可以计算出不同位置处的断裂韧性值。图 5 为不同方案试件的 R 曲线，横坐标为分层增量 $\Delta\alpha$ ，纵坐标为 I 型层间断裂韧性。可以看出，随着裂纹的扩展，其层间断裂韧性值逐渐增大，主要是由于初始分层裂纹形成后会引引起纤维桥接，随后层间断裂韧性趋于平稳状态。

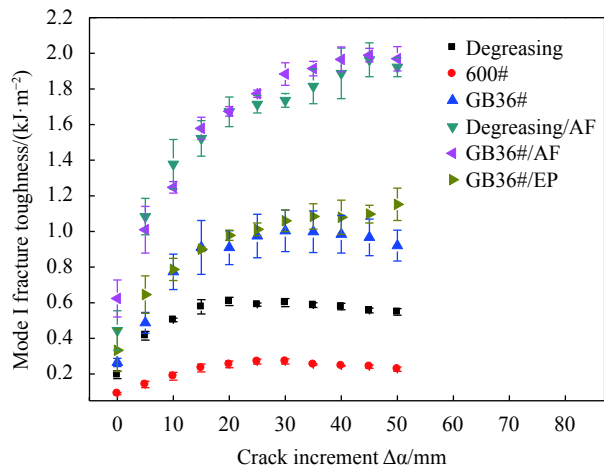


图 5 CFRP-热成型钢超混杂层合板 DCB 试样应变能释放率与裂纹扩展增量的阻力曲线

Fig. 5 Resistance curves of energy release rate-crack increment of DCB for CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates

不同方案对应的 I 型断裂韧性 G_{IC} 和断裂阻抗 G_{IR} 如图 6 所示，其中 G_{IC} 为 $\Delta\alpha=0$ mm 处的断裂韧性值， G_{IR} 为 $\Delta\alpha=25\sim45$ mm 处的平均断裂韧性值。可以看出，断裂韧性的变化规律与临界载荷的变化规律相同。其中，对于机械打磨的试件， G_{IC} 和 G_{IR} 均比较低；喷砂试件的 G_{IC} 和 G_{IR} 均高于脱脂试件，分别提高了 64% 和 81%(见图 6)，说明喷砂处理可以有效提高层间断裂韧性；在脱脂钢板与 CFRP 复合材料界面之间引入胶膜，其断裂韧性得到了极大的提高，相比于脱脂试件， G_{IC} 和 G_{IR} 分别提高了 214% 和 237%；对 CFRP 复合材料-热成型钢进行喷砂和界面胶膜插层协同改性，可以最大限度地提高层间断裂韧性，尤其 G_{IC} ，相比于脱脂试件提高了近 343%，相比于喷砂试件提高了 170%，相比脱脂/界面插层胶膜试件提高了 41%；另外，纯树脂插层的试件，其层间断裂韧性相比于只进行金属表面处理的试件也有较大提高。

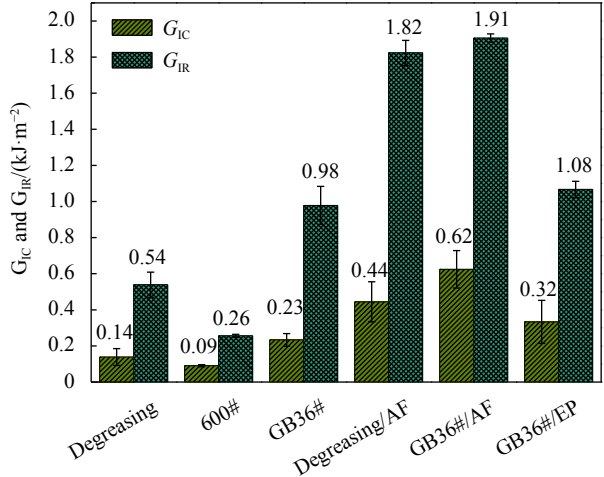


图 6 CFRP-热成型钢超混杂层合板 I 型断裂韧性 G_{IC} 和断裂阻抗 G_{IR} 对比

Fig. 6 Comparison of Mode-I fracture toughness G_{IC} and resistance G_{IR} for CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates

2.2 CFRP-热成型钢超混杂层合板 I 型裂纹扩展有限元模拟

利用 ABAQUS 软件对层合板 I 型裂纹扩展进行有限元模拟。其中，CFRP 复合材料和钢板采用二维平面应变单元，单元类型为 CPE4RH。胶膜或纯树脂插层采用二维平面应变单元，单元类型为内聚单元 COH2D4。由于胶膜固化后有实际厚度且不可忽略，因此对 Degreasing/AF 和 GB36#/AF 样品采用有限厚度内聚单元建模来模拟界面脱粘；而其他类型试件，界面胶层较薄，故采用零厚度内聚单元进行建模。在模拟裂纹扩展阶段时，为了克服计算收敛问题，将内聚单元尺寸调到 0.5 mm 以下。最后根据试验测得的 I 型断裂韧性 G_{IC} 等相关参数，得到 I 型加载模拟结果，并将其与实验结果进行对比，如图 7 所示，可见，计算结果和试验结果吻合程度较好。

2.3 CFRP-热成型钢超混杂层合板界面增韧机制

有多种因素促成了 CFRP-热成型钢超混杂层合板层间断裂韧性的提高。其中，钢板表面的物理化学性质(如钢板表面的微结构、粗糙度和表面润湿性等)起着重要的作用。

图 8 为不同金属表面处理方式下的钢板表面形貌。对脱脂钢板表面进行扫描电镜观察(见图 8(a))，明显可见脱脂钢板表面有很多不规则的凹凸结构，相对粗糙；而钢板经过砂纸打磨处理之后(见图 8(b))，原本粗糙的表面变得更光滑，表面出现了一些较细腻的划痕；对钢板表面进行喷砂处理后(见图 8(c))，钢板表面出现了较大的

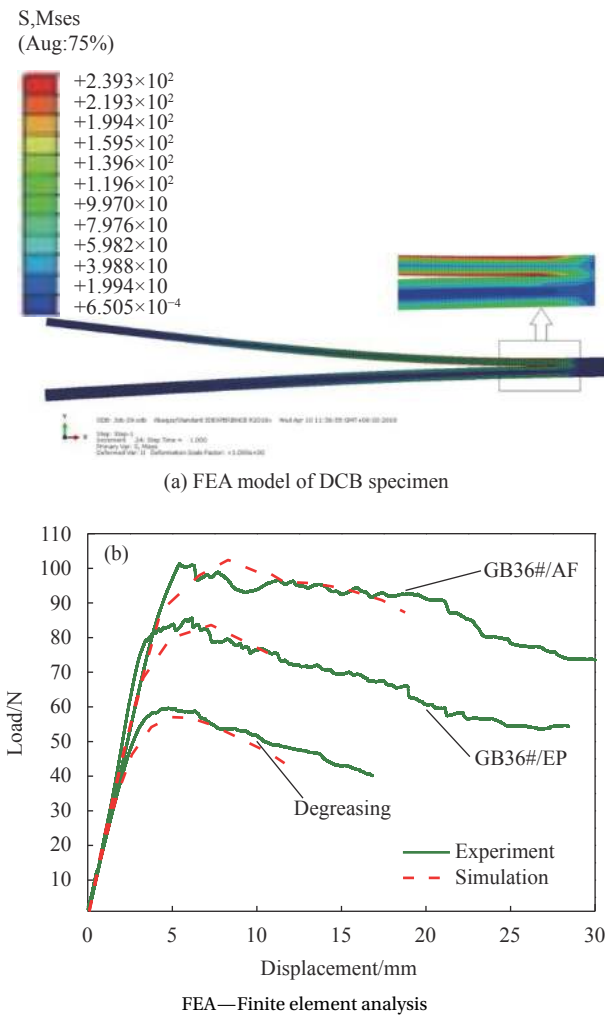


图 7 CFRP-热成型钢超混杂层合板 DCB 实验有限元仿真模型与结果

Fig. 7 Finite element model and simulation results of CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates for DCB tests

起伏, 相较脱脂钢板, 其表现变得更粗糙, 凹凸结构也更明显。从上述钢板表面微结构的变化可以看出, 不同的表面处理方式可以得到不同的粗糙度和微结构, 它们是影响层间断裂韧性的一个重要因素。图 9 为采用激光共聚焦扫描显微镜测试得到的钢板表面粗糙度。其中脱脂钢板表面的粗糙度 R_a 为 $2.55\text{ }\mu\text{m}$, 砂纸打磨处理后的钢板表面的粗糙度为 $0.79\text{ }\mu\text{m}$, 喷砂钢板表面的粗糙度为 $7.97\text{ }\mu\text{m}$ 。粗糙度测试结果与 SEM 结果一致, 同时也与相应金属表面处理试件的层间断裂韧性值的大小相互吻合, 表现为粗糙程度越高, 其层间断裂韧性也越大, 这是由于粗糙的表面有利于提高金属与树脂之间的力学机械联锁作用, 从而在一定程度上改善超混杂层合板的层间断裂韧性。

图 10 为不同金属表面处理方式下钢板表面的接触角。可以得出以下结论: 对脱脂钢板进行机

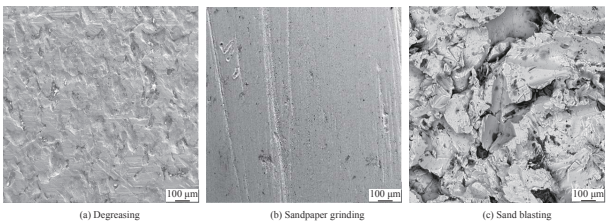


图 8 不同表面处理方式下钢板表面的微观形貌

Fig. 8 Microstructures of steel surfaces treated with different methods

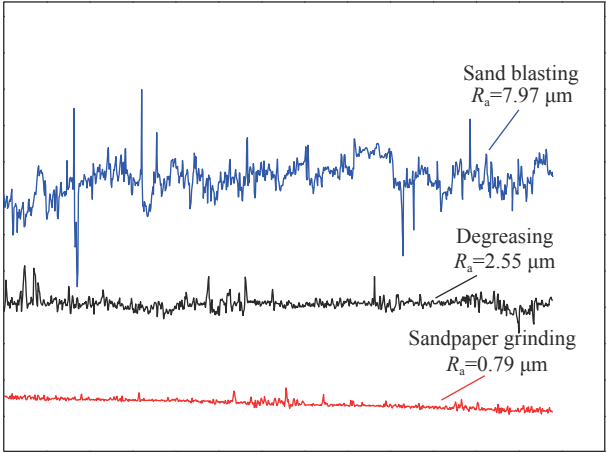


图 9 钢板表面的粗糙度轮廓

Fig. 9 Surface roughness profiles of the surface treated steel

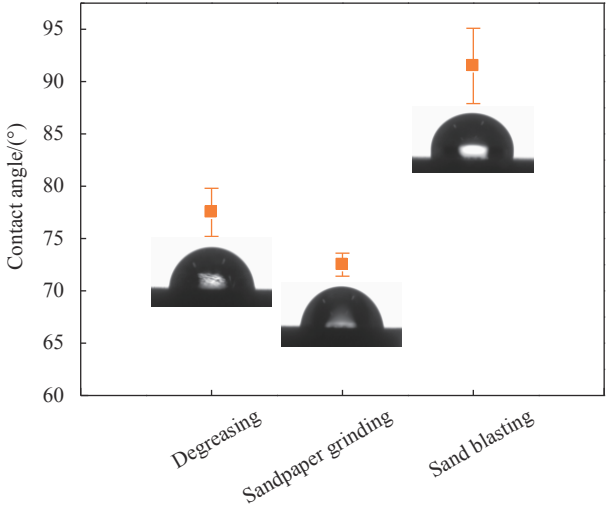


图 10 钢板表面的接触角

Fig. 10 Contact angles of the treated steel surfaces

械打磨, 由于表面的凹凸结构被破坏, 钢板表面的接触角从 77.5° 降到 72.5° , 润湿性增强; 喷砂处理的钢板, 表面接触角较大, 浸润性也较差, 不利于树脂与金属之间的充分接触^[17]。但从最终的 DCB 实验结果来看, 虽然表面润湿性和粗糙度都对界面粘结性能有影响, 但是两者存在竞争机制, 本实验中, 表面粗糙度对层间断裂韧性的提升占

主导地位。

图 11 为采用电子显微镜观察到的各组试件的钢板一侧破坏面。从图 11(a) 和图 11(b) 可以看到，

对于脱脂试件和砂纸打磨的试件，其钢板表面只有微量的碳纤维和树脂附着，CFRP 复合材料与热成型钢直接在界面发生失效，裂纹扩展时裂纹

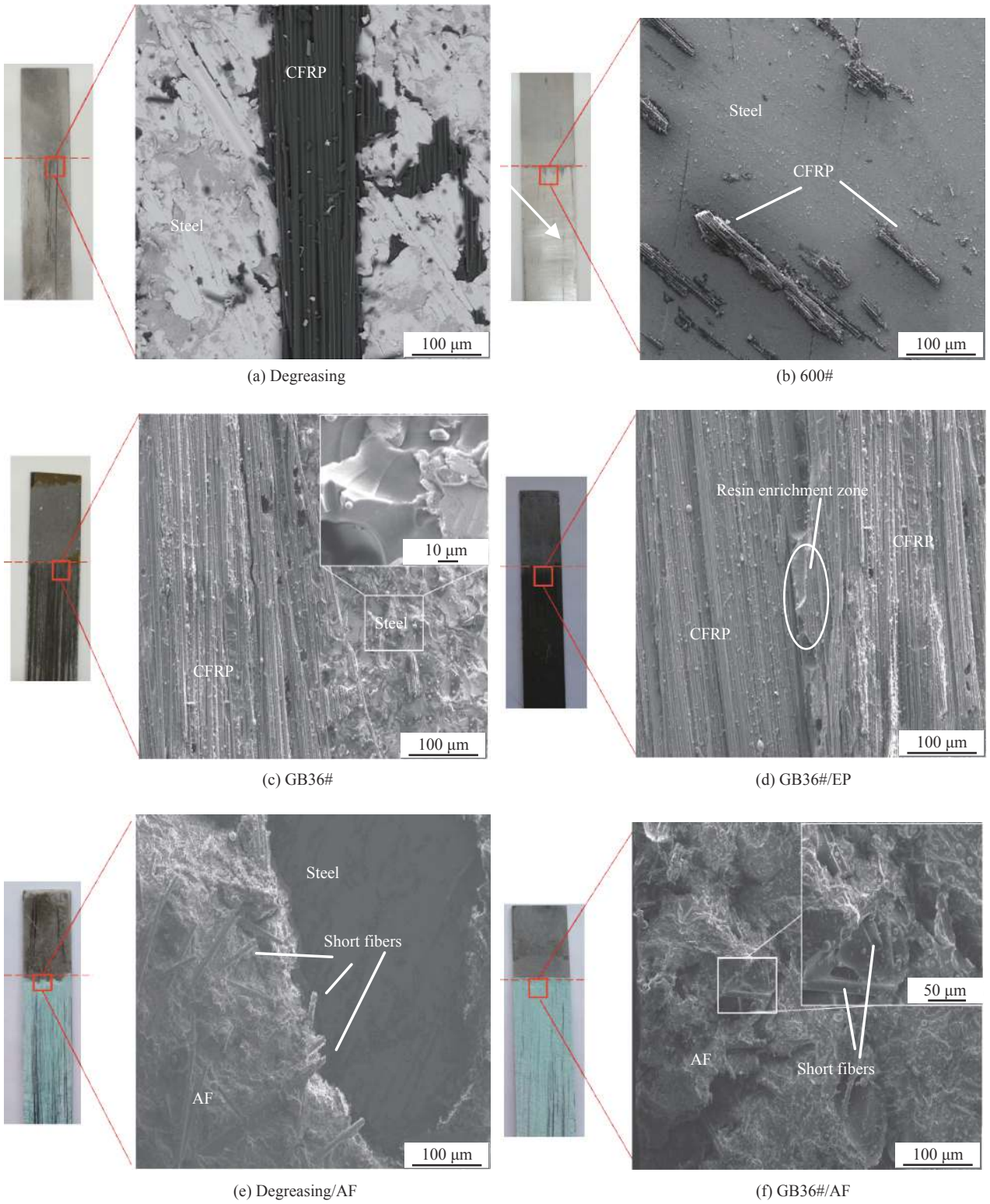


图 11 CFRP-热成型钢超混杂层合板 I 型层间断裂形貌

Fig. 11 Morphologies of the fracture surface of CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates after Mode-I tests

几乎不发生偏转(见图 12(a)), 导致其层间断裂韧性较低。当对热成型钢表面进行喷砂处理之后, 如图 11(c)GB36#样品, 由于提高了热成型钢与树脂之间的机械连锁作用, 界面脱粘的现象发生了改变, 大量的纤维和树脂附着在钢板表面, 界面破坏形式主要为内聚破坏, 而内聚破坏主要由高分子基体失效引起, 在裂纹扩展时会消耗更多的能量, 因此 GB36#样品的层间断裂韧性较脱脂和机械打磨试件要高, 同时这也证明了改变界面破坏的形式, 可以有效地提高金属纤维层合板的层间断裂韧性。进一步对 GB36#试件破坏面的局部进行显微镜观察(见图 11(c) 右上角), 可以看到有少部分的钢板直接暴露了出来, 可能原因是喷砂会使钢板表面粗糙度急剧增加, 润湿性下降, 导致部分钢板与树脂粘接作用力不强而脱粘。如图 11(e), 在脱脂钢板与 CFRP 复合材料界面之间引入胶膜, 其破坏模式比较特殊, 除了裂纹起始这一小部分的破坏模式是界面失效外, 其他区域均是内聚失效; 而且可以清楚地看到破坏面比较粗糙同时伴有胶层中短切纤维拔出现象, 粗糙的表面说明了裂纹在扩展时, 由于裂纹偏转和基体的塑性变形产生了更大的断裂面积, 而纤维的桥接作用又有利于胶膜的增强增韧; 另外胶膜与复合材料之间存在化学交联的作用, 界面粘结性能较好, 以上就是插层胶膜能够大幅度提高层间断裂韧性的主要原因。将 Degreasing/AF 和 GB36#/AF 试件进行对比(见图 11(e) 和 图 11(f)), GB36#/AF 试件的钢板表面全部被断裂的胶膜所包覆, 它在起裂和裂纹扩展位置的破坏模式都属于内聚破坏,

而 Degreasing/AF 试件在起裂和裂纹扩展阶段发生的是界面破坏和内聚破坏, 这就是两组样品 G_{IC} 不同但 G_{IR} 相近的原因。再对 GB36#/EP 样品的破坏面进行观察(见图 11(d)), 不难看出其层间断裂的模式也是内聚破坏, 但与 GB36#试件的破坏面形貌稍有不同, 出现差异的原因有: 树脂层厚度的增加会扩大裂纹扩展的范围(见图 12(b) 和 12(c)), 延长裂纹扩展路径^[25], 这也是 GB36#/EP 试件层间断裂韧性比 GB36#试件高的原因。将 GB36#/EP 与 GB36#/AF 两组试件进行对比, GB36#/AF 层间断裂韧性比 GB36#/EP 试样高, 可能原因有: 胶膜中本身包含的短切纤维的桥接作用有利于裂纹的偏转和胶层的增强增韧; 胶膜插层的厚度大于纯树脂插层的厚度, 意味着容许裂纹扩展的范围增大(见图 12(f)); 胶膜基体与环氧树脂基体本身的力学性能差异等。

3 结论

- (1) 通过双悬臂梁 (DCB) 试验结果, 可以得知采用金属表面处理和界面插层协同增韧的方案, 能最大限度地提高纤维-金属层合板的层间断裂韧性。其中喷砂/界面胶膜插层 (GB36#/AF) 试件的 I 型断裂韧性 G_{IC} 和断裂阻抗 G_{IR} 相比于脱脂试件提高了 343% 和 254%; GB36#/EP 试件的 G_{IC} 和 G_{IR} 相比于脱脂试件提高了 129% 和 100%。
- (2) 根据内聚单元建立的有限元模型及临界载荷 P_C 和 I 型断裂韧性 G_{IC} 等相关参数, 得到了 I 型加载模拟结果, 且与实验曲线对比拟合程度较好。
- (3) 通过断裂面形貌观测, 可以发现各组试件

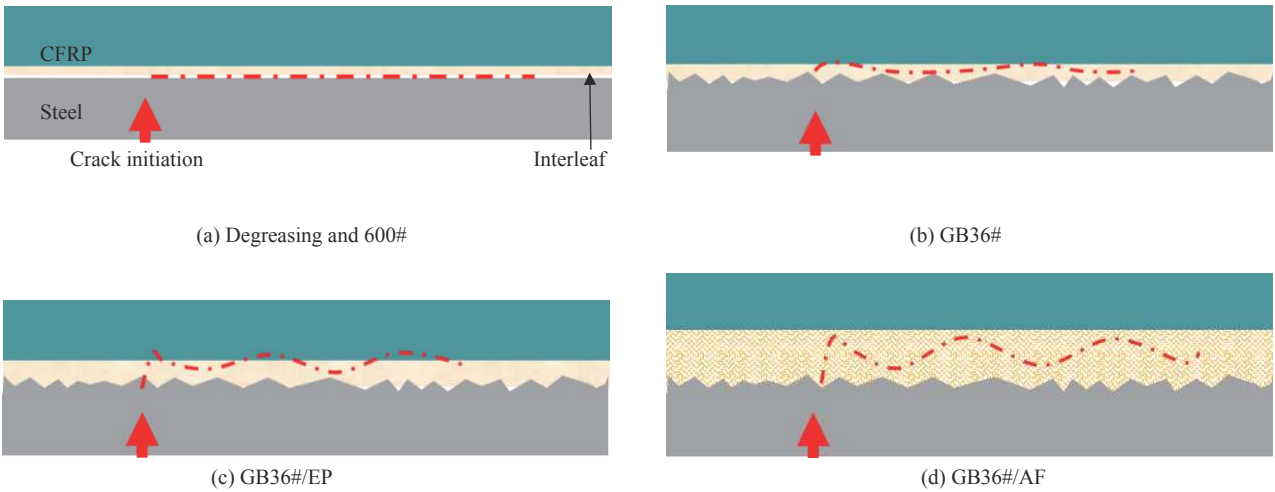


图 12 CFRP-热成型钢超混杂层合板 I 型加载下裂纹扩展行为示意图

Fig. 12 Schematic explanation of crack growth behavior of CFRP-thermoformed steel super-hybrid laminates under Mode-I loading

的失效破坏特征有所差异。对于脱脂和金属打磨的试件,其失效模式主要是界面失效;对于喷砂和插层试件,破坏模式主要为内聚失效。

(4) 基于以上表征和观测,揭示了碳纤维增强树脂复合材料(CFRP)-热成型钢界面的增强增韧机制。提高钢板表面的粗糙度,可以有效地提高钢板与聚合物基体的机械连锁作用;在金属-CFRP复合材料界面之间插层胶膜或树脂,可以有效地扩大裂纹扩展的范围,延长裂纹扩展路径;另外胶膜内部含有很多短切纤维,短切纤维的桥接作用使裂纹在扩展时发生偏转,从而导致基体的塑性破坏,吸收更多的能量。

参考文献:

- [1] SINMAZÇELİK T, AVCU E, BORA M Ö, et al. A review: Fiber metal laminates, background, bonding types and applied test methods[J]. *Materials & Design*, 2011, 32(7): 3671-3685.
- [2] 胡小雨, 蒋秋冉, 魏毅, 等. 碳纤维-氧化石墨烯/环氧树脂复合材料的制备及表征[J]. *复合材料学报*, 2018, 35(7): 1691-1699.
HU X Y, JIANG Q R, WEI Y, et al. Preparation and characterization of carbon fiber-graphene oxide/epoxy composites[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2018, 35(7): 1691-1699(in Chinese).
- [3] 董大龙, 周翔, 汪海, 等. 分层对复合材料机械连接结构承载能力的影响[J]. *复合材料学报*, 2018, 35(1): 61-69.
DONG D L, ZHOU X, WANG H, et al. Bearing capacity of composite mechanical joint with hole delamination[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2018, 35(1): 61-69(in Chinese).
- [4] 吴素君, 解晓伟, 晋会锦, 等. 纤维金属层板力学性能的研究现状[J]. *复合材料学报*, 2018, 35(4): 733-747.
WU S J, XIE X W, JIN H J, et al. Mechanical properties of fiber metal laminates: A review[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2018, 35(4): 733-747(in Chinese).
- [5] SUN Z, JEYARAMAN J, SUN S, et al. Carbon-fiber aluminum-foam sandwich with short aramid-fiber interfacial toughening[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2012, 43(11): 2059-2064.
- [6] SUN Z, HU X, SUN S, et al. Energy-absorption enhancement in carbon-fiber aluminum-foam sandwich structures from short aramid-fiber interfacial reinforcement[J]. *Composites Science and Technology*, 2013, 77: 14-21.
- [7] WANG L, LIU W, WAN L, et al. Mechanical performance of foam-filled lattice composite panels in four-point bending: Experimental investigation and analytical modeling[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 67: 270-279.
- [8] 邓江东, 宗周红, 黄培彦. FRP-混凝土界面疲劳性能分析[J]. *复合材料学报*, 2010, 27(1): 155-161.
DENG J D, ZONG Z H, HUANG P Y. Analysis of FRP-concrete interfacial fatigue properties[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2010, 27(1): 155-161(in Chinese).
- [9] 韩奇钢, 孙延标, 杨文珂, 等. 纤维/金属层状复合材料的研究及应用进展[J]. *精密成形工程*, 2019, 11(1): 17-24.
HAN Q G, SUN Y B, YANG W K, et al. The development in research and application of fiber metal laminated composites[J]. *Journal of Netshape Forming Engineering*, 2019, 11(1): 17-24(in Chinese).
- [10] SHI S, SUN Z, REN M, et al. Buckling response of advanced grid stiffened carbon-fiber composite cylindrical shells with reinforced cutouts[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2013, 44(1): 26-33.
- [11] RIZKALLA S, DAWOOD M, SCHNERCH D. Development of a carbon fiber reinforced polymer system for strengthening steel structures[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2008, 39(2): 388-397.
- [12] LEE B E, PARK E T, KIM J, et al. Analytical evaluation on uniaxial tensile deformation behavior of fiber metal laminate based on SRPP and its experimental confirmation[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 67: 154-159.
- [13] GUO S J, YANG Q S, HE X Q, et al. Modeling of interface cracking in copper-graphite composites by MD and CFE method[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 58: 586-592.
- [14] FIORE V, ALAGNA F, DI BELLA G, et al. On the mechanical behavior of BFRP to aluminum AA6086 mixed joints[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2013, 48: 79-87.
- [15] SHI S, SUN Z, REN M, et al. Buckling resistance of grid-stiffened carbon-fiber thin-shell structures[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2013, 45(1): 888-896.
- [16] WANG L, LIU W, HUI D. Compression strength of hollow sandwich columns with GFRP skins and a paulownia wood core[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 60: 495-506.
- [17] 邓本波, 鲁后国, 唐程光. 汽车热压成型板研究与应用[J]. *汽车技术*, 2012(12): 62-64.
DENG B B, LU H G, TANG C G. Research and application on hot-press forming panel for vehicle[J]. *Automobile Technology*, 2012(12): 62-64(in Chinese).
- [18] 王明建, 夏申琳, 潘恒沛. 汽车轻量化技术现状及展望[J]. *汽车工艺师*, 2016(7): 56-59.
WANG J M, XIA S L, PAN H P. The status and prospects of automobile lightweight technology[J]. *Automobile Technology*, 2016(7): 56-59(in Chinese).
- [19] BOUTAR Y, NAÏMI S, MEZLINI S, et al. Effect of surface

treatment on the shear strength of aluminium adhesive single-lap joints for automotive applications[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2016, 67: 38-43.

[20] ALFANO M, LUBINEAU G, FURGIUELE F, et al. Study on the role of laser surface irradiation on damage and decohesion of Al/epoxy joints[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2012, 39: 33-41.

[21] PANTOJA M, ABENOJAR J, MARTÍNEZ M A, et al. Silane pretreatment of electrogalvanized steels: Effect on adhesive properties[J]. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2016, 65: 54-62.

[22] 徐飞, 潘蕾, 白云瑞, 等. 钛表面阳极氧化处理对TA2/聚醚醚酮(PEEK)粘结性能的影响[J]. *航空学报*, 2014, 35(6): 1724-1732.

XU F, PAN L, BAI Y R, et al. Effects of Titanium surface anodization on adhesive bonding properties of TA2/polyetheretherketone(PEEK)[J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2014, 35(6): 1724-1732(in Chinese).

[23] 高志强, 仲伟虹, 杨鸿昌, 等. Ti表面处理及其对层间混杂复合材料Ti/CFRP性能影响[J]. *复合材料学报*, 2001(3): 26-29.

GAO Z Q, ZHONG W H, YANG H C, et al. Surface activation methods of Ti and the effects on Ti/CFRP hybrid composite[J]. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2001(3): 26-29(in Chinese).

[24] WANG X, LIN J, MIN J, et al. Effect of atmospheric pressure plasma treatment on strength of adhesive-bonded aluminium AA5052[J]. *The Journal of Adhesion*, 2018, 94(9): 701-722.

[25] NING H, LI Y, LI J, et al. Toughening effect of CB-epoxy interleaf on the inter-laminar mechanical properties of CFRP laminates[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2015, 68: 226-234.

[26] NING H, LI J, HU N, et al. Inter-laminar mechanical properties of carbon fiber reinforced plastic laminates modified with graphene oxide interleaf[J]. *Carbon*, 2015, 91: 224-233.

[27] HOJO M, ANDO T, TANAKA M, et al. Modes I and II inter-laminar fracture toughness and fatigue delamination of CF/epoxy laminates with self-same epoxy interleaf[J]. *International Journal of Fatigue*, 2006, 28(10): 1154-1165.

[28] MOURITZ A P, BANNISTER M K, FALZON P J, et al. Review of applications for advanced three-dimensional fiber textile composites[J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 1999, 30(12): 1445-1461.

[29] BYRD L W, BIRMAN V. Effectiveness of z-pins in preventing delamination of co-cured composite joints on the example of a double cantilever test[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2006, 37(4-5): 365-378.

[30] Japanese Standards Association. Testing methods for inter-laminar fracture toughness of carbon fibre reinforced plastics: JIS K 7086: 1993[S]. Japan: Japanese Standards Association, 1993.

[31] HUA X, LI H, LU Y, et al. Interlaminar fracture toughness of GLARE laminates based on asymmetric double cantilever beam (ADCB)[J]. *Composites Part B: Engineering*, 2019, 163: 175-184.