



文章编号: 1000-8608(2016)01-0103-08

具芳纶短纤维增韧界面的碳纤维夹芯结构性能、机理和分析

陈浩然^{*1,2}, 孙直^{1,2,3}, 石珊珊^{1,2,3}, 胡晓智³

- (1.大连理工大学 工程力学系, 辽宁 大连 116024;
- 2.大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024;
- 3.西澳大利亚大学 机械与化学工程学院, 珀斯 西澳大利亚 6009)

摘要: 碳纤维夹芯结构常用作航空航天、交通车辆等运载工具的主承力结构,这类结构在服役过程中容易发生界面开裂,继而引发大面积脱粘、面板局部屈曲等破坏模式,严重影响结构的安全.使用芳纶短纤维对碳纤维夹芯结构的面-芯界面进行增韧,在夹芯结构制备过程中,在界面加入低密度芳纶短纤维薄膜,通过芳纶短纤维的桥联作用,提高界面的粘接性能.首先通过弯曲和压缩实验,对比了增韧和未增韧夹芯结构的荷载-位移曲线、破坏模式等响应,发现芳纶短纤维界面增韧可以大幅提高碳纤维夹芯结构的各项力学性能.其次,基于非对称双悬臂梁实验和扫描电镜观测,分析了芳纶短纤维的增韧效果和增韧机理.最后,基于均匀弹性材料裂纹的奇异性解和界面裂纹尖端的位移震荡解,建立了考虑界面裂纹尖端复杂应力场的扩展有限元单元,模拟了碳纤维夹芯试件的界面开裂过程.以上研究工作有助于揭示芳纶短纤维增韧界面的断裂机理,建立界面增韧参数设计方法,提高碳纤维夹芯结构的力学性能,并为结构的健康诊断和工艺改进提供科学依据.

关键词: 碳纤维夹芯梁;界面增韧;芳纶短纤维;纤维桥联作用;扩展有限元法

中图分类号: TB332 **文献标识码:** A **doi:** 10.7511/dllgxb201601016

0 引言

碳纤维夹芯结构属于复合材料夹芯结构,其比刚度、比强度、环境鲁棒性等性能优于传统金属结构,已广泛应用于航空航天、车辆、船舶等领域^[1].然而,由于面板和芯体的弹性模量存在较大差异,连接面板与芯体的界面存在严重的应力集中问题.尤其是在局部接触、冲击荷载或过载等情况下,面/芯界面容易发生局部开裂,并可能引发大面积脱粘、面板局部屈曲等继发性破坏,大幅削弱结构的力学性能,严重影响结构的安全^[2].因此,提高界面性能有助于提高碳纤维夹芯结构的力学性能.目前除了使用断裂韧性更高的材料,物理性的界面增韧方法越来越受到人们的重视.

界面增韧方法通过引入额外的材料,形成阻

碍界面断裂的微观结构,达到提高断裂韧性的目的.一类增韧方法是依靠贯穿整个结构的增韧纤维将结构固定在一起^[3],如“Z-pin”、缝纫等方法.然而这些整体固定方法具有引入缺陷、工艺复杂、适用范围窄等问题^[4].另一类增韧方法则仅在界面内部混入芳纶短纤维、碳纤维、纳米管、纳米颗粒或热塑性树脂等韧性材料,以达到增韧目的,这些微观界面增韧方法具有成本低、适用性广的优点.近期,Yasaee等^[5]对比了芳纶短纤维、碳纤维、热塑性树脂胶膜等材料的增韧效果,结果显示芳纶短纤维对界面I型和II型临界能量释放率均取得了优异的增韧效果,且导致的结构增重最小.

本文作者之一较早地使用芳纶短纤维对碳纤维进行界面增韧,发现芳纶短纤维能够在界面形成纤维桥联结构,这些桥联结构有助于提高界面

收稿日期: 2015-10-20; 修回日期: 2015-11-15.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(10672027);国家自然科学基金青年基金资助项目(11102032,11502042);中国博士后科学基金资助项目(2015M570244);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(DUT14RC(3)126).

作者简介: 陈浩然*(1940-),男,教授,E-mail:chenhr@dlut.edu.cn.

断裂韧性^[6]. 近年来, 作者将芳纶短纤维增韧方法扩展至碳纤维夹芯结构^[7-15]. 首先研究芳纶短纤维增韧对其各项力学性能的影响, 分析芳纶短纤维的增韧效果和增韧机理. 然后建立分析多相材料界面裂纹的扩展有限单元, 用于模拟碳纤维/泡沫铝夹芯梁试件的界面开裂过程.

1 芳纶短纤维增韧夹芯结构的制备

芳纶短纤维增韧方法是在夹芯结构的面/芯界面混入特定长度的芳纶短纤维, 提高界面的断裂韧性. 由于面/芯界面的厚度仅有 $15 \sim 50 \mu\text{m}$, 芳纶纤维的直径为 $12 \sim 15 \mu\text{m}$, 因此要求芳纶短纤维在界面内仅能堆叠 $1 \sim 3$ 层, 以免影响结构厚度. 同时, 芳纶短纤维应保证分布的均匀性和松散性, 以避免界面性能不稳定或结构重量增加过多.

为了在界面内形成低密度、分布均匀的芳纶短纤维, 首先将芳纶纤维剪至 $2 \sim 30 \text{ mm}$ 长度, 再将剪切后的芳纶短纤维在空气或液体中搅拌至均匀, 之后等待纤维自然沉降或手工分布成均匀的宣纸状薄膜, 如图 1 所示. 芳纶短纤维薄膜可以按任意尺寸批量制备, 干燥后备用.



图 1 芳纶短纤维薄膜(面密度 3 g/m^2)

Fig.1 Thin tissue of short-aramid-fibers (areal density 3 g/m^2)

在碳纤维夹芯结构制备过程中, 先使用相同的树脂浸润碳纤维面板、芳纶短纤维薄膜与芯体的表面, 再将各部分按需要铺设. 共固化成型后芳纶短纤维均匀地分布在面/芯界面内, 起到增韧的作用^[7-8]. 芳纶短纤维与各种树脂均有良好的粘接性, 保证了增韧界面的整体性, 增韧结构的制备方法与传统夹芯结构类似, 不需要复杂的设备改装.

2 芳纶短纤维增韧夹芯结构的力学性能

2.1 泡沫铝夹芯结构

泡沫铝由大量不均匀的空心多面体构成, 具有吸能、隔音、隔热等特点, 是一种常见的芯体材料. 由碳纤维面板和泡沫铝芯体组成的碳纤维-泡沫铝夹芯结构具备轻质、高强、吸能等优点, 常用于汽车车身等对冲击性能要求较高的部件.

采用第 1 章所述的制备方法制作不同参数的碳纤维泡沫铝夹芯试件, 分别研究芳纶短纤维增韧对夹芯结构弯曲性能和压缩性能的影响^[7-8]. 碳纤维泡沫铝夹芯试件的材料性能、几何尺寸、实验条件和方法参见文献^[7]、^[8].

图 2 为典型碳纤维/泡沫铝夹芯试件的三点弯曲荷载-位移曲线, 增韧和未增韧夹芯梁在准静态三点弯曲荷载下均经过初始弹性变形、局部压入破坏、后继破坏和最终整体破坏 4 个阶段. 对比图 2 中 4 条曲线, 可以发现在初始弹性变形阶段, 4 个典型碳纤维/泡沫铝夹芯梁的荷载-位移曲线基本相同, 证明芳纶短纤维增韧方法对结构刚度的影响较小. 然而, 当结构发生局部破坏后, 夹芯梁的承载力随着芳纶短纤维密度的增加而增加, 并且其极限荷载、极限位移均有所提高, 并且可以推断夹芯梁的能量吸收性能也随着芳纶短纤维密度的增加而增加. 以上结果显示: 芳纶短纤维增韧方法能够有效抑制夹芯梁的破坏, 保持夹芯梁结

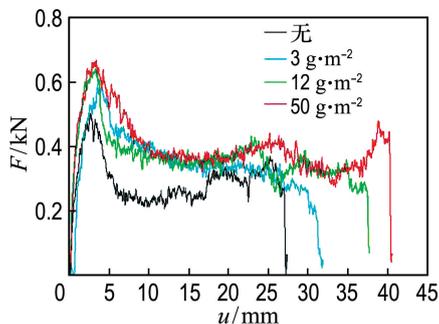


图 2 不同密度芳纶短纤维增韧碳纤维/泡沫铝夹芯梁的荷载-位移曲线

Fig.2 Load-displacement curves of carbon-fiber/aluminum-foam sandwich beams with various densities of short-aramid-fiber toughening

构的整体性,证实了芳纶短纤维增韧对碳纤维/泡沫铝夹芯梁的增强作用。

进一步对比不同增韧参数的碳纤维/泡沫铝夹芯试件在三点弯曲荷载下的平均极限荷载、平均极限位移和平均能量吸收等性能,可以发现不同参数的芳纶短纤维增韧均能提高夹芯梁的力学性能。其中平均极限荷载可以从 0.47 kN(未增韧试件)提高至 0.65 kN(14 mm、12 g/m² 芳纶纤维增韧试件),即提高 38%;平均极限位移可由 33 mm(未增韧试件)提高至 41 mm(14 mm、50 g/m² 芳纶纤维增韧试件),提高幅度为 24%;平均能量吸收从 8.7 J(未增韧试件)提高至 15.7 J(14 mm、50 g/m² 芳纶纤维增韧试件),即提高 80%;考虑相应试件的结构重量仅增加 0.77%,芳纶短纤维增韧具有良好的增强效率^[7]。

图 3 展示了面内压缩荷载下,典型碳纤维/泡沫铝夹芯试件的变形历史。在线弹性变形阶段(O-I段),增韧与未增韧试件的变形模式相似,均为夹芯梁整体均匀压缩变形;在局部破坏阶段(I-II段),增韧与未增韧试件的界面裂纹均发生扩展,不同的是未增韧试件的界面裂纹扩展长度较大,而增韧试件的界面裂纹扩展长度较小,两侧碳

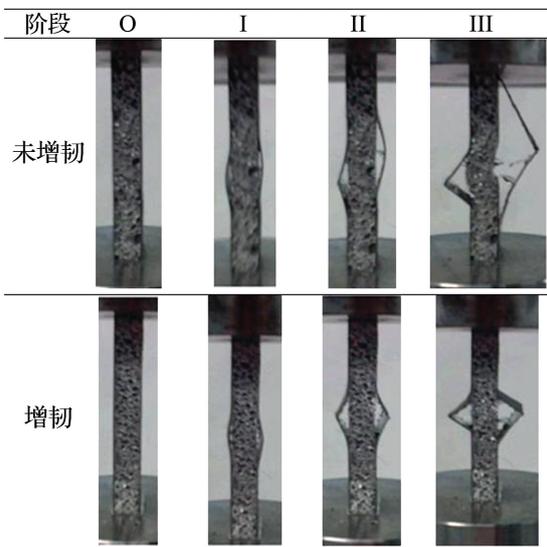


图 3 典型增韧和未增韧碳纤维/泡沫铝夹芯梁在面内压缩荷载下的变形历史

Fig. 3 Deformation history of plain and toughened carbon-fiber / aluminum-foam sandwich beams under in-plane compression

纤维面板均在界面裂纹小范围扩展后发生强度破坏;在后继破坏阶段(II-III段),芳纶短纤维增韧与未增韧试件的变形模式差异很大,增韧试件的芯体持续发生均匀压溃破坏,使增韧试件维持较高承载力水平,而未增韧试件面/芯界面裂纹持续扩展,泡沫铝芯体在此界面裂纹扩展过程中也因自由长度较大而发生屈曲变形,使未增韧试件芯体的承载力也低于增韧试件。

此外,实验数据显示未增韧和 6、50、100、200 g/m² 芳纶纤维增韧试件的平均极限荷载分别为 2.96、3.00、3.52、4.02、4.16 kN,即芳纶短纤维可以提高试件极限荷载达 41%。芳纶短纤维密度超过 100 g/m² 前,试件极限荷载的提升与短纤维密度成线性相关趋势,但芳纶短纤维密度从 100 g/m² 提高至 200 g/m² 对夹芯梁试件的极限荷载无明显影响。因此,为避免大幅增加试件重量,芳纶短纤维的密度应小于 100 g/m²^[8]。

2.2 蜂窝铝夹芯结构

蜂窝铝是由薄壁铝箔组成的规则蜂窝状多孔结构,根据几何形状,蜂窝铝可以分为六边形、菱形、矩形、三角形、五角形等。蜂窝铝夹芯结构不仅具有优异的性能-重量比,还具备吸收声波、电磁波等功能性,在航空航天、兵器工业、汽车、船舶等领域得到了较为广泛的应用。

同样采用第 1 章所述的制备方法制作碳纤维蜂窝铝夹芯试件,分别研究芳纶短纤维增韧对蜂窝铝夹芯结构弯曲性能和压缩性能的影响^[9]。碳纤维蜂窝铝夹芯试件的材料性能、几何尺寸、实验条件和方法参见文献^[9]。

三点弯曲荷载作用下,如图 4 所示,增韧试件在初始弹性阶段的抗弯刚度与未增韧试件基本一致,但其极限荷载明显高于未增韧试件;在结构整体破坏阶段,增韧试件的承载力阶梯状下降,而未增韧试件的承载力以较快速度下降。相比于未增韧的碳纤维蜂窝铝夹芯试件,增韧试件的极限荷载和能量吸收平均值分别上升 14.06%和 61.53%,而标准差分别下降 37.14%和 52.65%^[9]。这说明芳纶短纤维对界面起到了良好的增韧作用,减小了界面脱粘破坏对碳纤维蜂窝铝夹芯结构强度的

影响,并降低了由于界面脱粘造成的结构承载力分散现象.

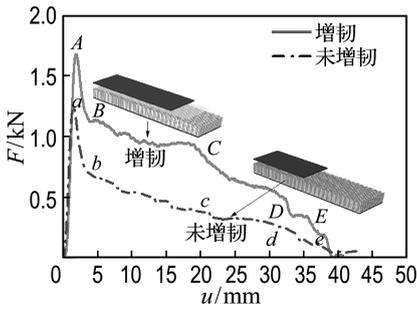


图4 增韧和未增韧碳纤维蜂窝铝夹芯试件在三点弯曲荷载下的平均荷载-位移曲线

Fig. 4 Average load-displacement curves of plain and toughened carbon-fiber aluminum-honeycomb sandwich beams under three-point bending

面内压缩荷载作用下,可以观察到芳纶短纤维增韧阻止了夹芯试件的面/芯脱粘破坏,使整个试件在压缩荷载作用下始终保持完整,因而增韧试件的极限荷载远高于未增韧试件.相比于未增韧碳纤维蜂窝铝夹芯试件,增韧试件的平均极限荷载和能量吸收性能分别上升 55.80% 和 99.47%,而标准差分别下降 0.97% 和 65.10%^[9]. 同样地说明芳纶短纤维的良好增韧作用,减少了界面脱粘破坏,使结构在面内压缩荷载作用下极限荷载和能量吸收性能大幅增长.

2.3 混合芯体夹芯结构

碳纤维夹芯结构具有广泛的芯体选择,除前述的泡沫铝、蜂窝铝等单一芯体外,还可以将两种或多种芯体组合,组成具有混合芯体的夹芯结构^[10]. 具有混合芯体的夹芯结构不仅存在面/芯界面,各芯体之间也存在界面,具备多界面的特点,对界面的安全性和可靠性有更高的要求.

使用芳纶短纤维界面增韧方法,对混合芯体夹芯结构进行多界面增韧,可以保证各界面的完整性,进而发挥混合芯体的优势.在三点弯曲荷载下,具有格栅/蜂窝铝混合芯体夹芯结构的平均极限荷载和平均能量吸收性能分别比蜂窝铝夹芯结构高出 365.49% 和 499.28%;比平均极限荷载和平均能量吸收性能分别高出 80.57% 和

132.45%. 面内压缩荷载下,混合芯体夹芯结构的平均极限荷载和平均能量吸收性能分别比蜂窝铝夹芯结构高出 365.49% 和 499.28%^[10]. 综上所述,芳纶短纤维增韧方法可以有效提高多种夹芯结构的力学性能,适用范围广,增韧效果显著.

3 芳纶短纤维界面增韧效果和机理

3.1 芳纶短纤维增韧界面的断裂韧性

为进一步定量地研究芳纶短纤维对界面性能的影响,并分析芳纶短纤维的增韧机理,首先对具有芳纶短纤维增韧界面的碳纤维夹芯梁进行界面临界能量释放率测量.

考虑碳纤维夹芯结构芯体选择的多样性,选取 4 种表面粗糙度不同的金属芯体材料,分别为 2400# 和 80# 碳化硅砂纸表面抛光的铝合金芯体、Alulight 闭孔泡沫铝芯体和 Alporas 闭孔泡沫铝芯体. 参照 ASTM D5528-01 标准,设计非对称双悬臂梁实验装置与试件如图 5 所示^[11-15],分别测量面/芯界面的临界能量释放率.

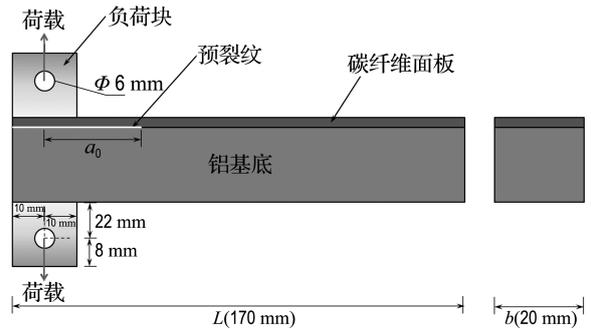


图5 非对称双悬臂梁试件示意图

Fig. 5 Sketch map of asymmetric double cantilever beam sample

使用 2400# 砂纸打磨芯体、80# 砂纸打磨芯体、斜纹表面 Alulight 芯体和多孔 Alporas 芯体的未增韧夹芯梁试件的平均临界能量释放率分别为 105、174、27 和 1 566 J/m². 与前述未增韧试件的实验结果相对应,6 mm、12 g/m² 芳纶短纤维增韧试件的平均临界能量释放率分别为 151、441、511 和 2 720 J/m². 12 g/m² 的芳纶短纤维薄膜增加结构重量不足 0.77%,表明本章使用的芳纶短纤维界面增韧方法具有较好的效率.进一步

观察发现,使用 2400# 砂纸打磨芯体的夹芯梁试件的临界能量释放率提高效果最低,为 46 J/m^2 (44%);使用多孔 Alporas 芯体的夹芯梁试件的临界能量释放率提高效果最高,达到 $1\ 154 \text{ J/m}^2$ (74%)^[11]。以上趋势表明,芳纶短纤维的界面增韧效果随芯体表面粗糙度的增加而提高。

上述结果显示了芳纶短纤维对不同芯体的增韧效果,为进一步研究芳纶短纤维长度对增韧效果的影响,本文选取 6~14 mm 长的芳纶短纤维对碳纤维/Alporas 闭孔泡沫铝夹芯结构进行增韧,并分别测量其临界能量释放率。测量结果显示芳纶短纤维增韧试件的临界能量释放率明显高于未增韧试件。同时,虽然不同长度的芳纶纤维均能有效提高碳纤维/泡沫铝夹芯梁试件的界面临界能量释放率,但 6 mm 芳纶纤维的提高效果最显著,随着纤维长度的增加,提高效果逐渐降低。未增韧夹芯梁试件的稳定临界能量释放率平均值为 $1\ 518 \text{ J/m}^2$,而 6 mm 和 8 mm 芳纶纤维增韧试件的稳定临界能量释放率平均值分别为 $2\ 753$ 和 $2\ 709 \text{ J/m}^2$,即分别提高 81% 和 78%^[13]。此外,在芳纶短纤维薄膜的制备过程中,可以通过表面处理方法去除纤维表面的硅胶涂层等杂质,进一步改善芳纶短纤维与树脂之间的粘接强度,进而改善增韧效果^[15]。

3.2 芳纶短纤维的增韧机理

为进一步理解芳纶短纤维的增韧机理,对芳纶纤维增韧的夹芯梁试件进行扫描电镜观测。扫描电镜观测所使用的仪器为 Phillips XL30 扫描电子显微镜,放大倍数为 40~1 000 倍,电压加速度为 15 kV。

碳纤维面板典型断面富脂区域的观测图像显示,芳纶纤维裸露在树脂外,并具有明显的末端分叉变细特征,表明芳纶纤维在界面断裂过程中,首先从另一侧芯体的富脂区域中剥离、拔出,形成连接面板和芯体的桥联结构;之后,因界面裂纹进一步张开,芳纶纤维桥联结构发生拉伸破坏^[13-15]。

泡沫铝芯体一侧的断面特征同样显示了芳纶短纤维的拔出和断裂特征,另外还可观察到整齐、密集排列的碳纤维的剥离痕迹,表明裂纹在界面

内曲折扩展^[13-15]。

此外,面/芯界面层展现出的另一种形貌则表现为在芯体孔壁附近出现“复合材料圆角”。该“圆角”结构是由于在夹芯结构制备过程中,部分芳纶短纤维随着树脂流动,受到表面张力的影响,在多孔芯体的孔壁附近出现富脂区域。在“复合材料圆角”区域,也可以观察到大量均匀且随机分布的芳纶短纤维,以及芳纶短纤维发生断裂的痕迹^[10]。

综上所述,加入芳纶短纤维,界面开裂后会出现连接界面两端的短纤维桥联结构,提高界面裂纹扩展的临界荷载;并通过纤维拔出、纤维破坏等行为耗散能量,提高界面裂纹扩展的临界能量释放率。同时,短纤维增韧界面可以在多孔芯体的孔壁附近形成“圆角”增强结构。这种微观结构增加了界面的接触面积,进而提高了界面粘接性能。以上观测揭示了芳纶短纤维的微观增韧机理。

4 芳纶短纤维增韧界面裂纹扩展分析

目前,扩展有限元方法已广泛应用在多材料接触、断裂力学分析等不连续性问题,现有文献集中于研究均匀材料出现裂纹后的应力分析。但碳纤维夹芯材料/结构的界面断裂问题既包含几何不连续性,即界面裂纹,又包含物理不连续性,即面板、芯体和界面三相材料性能差异;同时,其界面裂纹尖端应力场受到复合材料各向异性性能和芯体塑性行为的影响。本文将考虑多相材料界面的复杂应力状态,基于均匀材料断裂的弹性力学解和界面裂纹尖端的震荡解,建立分析多相材料界面裂纹的扩展有限元单元。

当两相性能不同的材料结合时,假设裂纹表面为自由表面,使用 Dundurs 参数,可以得到裂纹尖端附近区域的应力和位移分布如下:

$$\sigma_{\theta j} + i\tau_{r\theta j} = \frac{r^{ie} \bar{B}_j \lambda}{\sqrt{r}} (e^{\theta j} e^{\frac{1}{2}i\theta} + e^{(-1)^{j-1} 2\pi\epsilon} e^{-\theta j} e^{\frac{3}{2}i\theta}) + \frac{r^{-ie} B_j \bar{\lambda}^2 e^{\theta j}}{\sqrt{r}} (e^{-\frac{1}{2}i\theta} - e^{\frac{3}{2}i\theta}) \quad (1)$$

$$2\mu_j (u_j + iv_j) = \sqrt{r} r^{ie} \bar{B}_j \lambda e^{\theta j} (e^{-\frac{3}{2}i\theta} - e^{\frac{1}{2}i\theta}) + \sqrt{r} r^{-ie} B_j (\kappa_j e^{\theta j} e^{-\frac{1}{2}i\theta} - e^{(-1)^{j-1} 2\pi\epsilon} e^{-\theta j} e^{-\frac{3}{2}i\theta}) \quad (2)$$

其中 B_j 为极坐标下应力函数的 Goursat 公式的系数。

在式(2)基础上选取一组辅助函数作为逼近多相材料界面断裂的试探解:

$$\begin{aligned} [B'_a(r, \theta)] = & \left[\sqrt{r} \sin\left(\frac{\theta}{2} + \epsilon \ln r\right), \right. \\ & \sqrt{r} \cos\left(\frac{\theta}{2} + \epsilon \ln r\right), \\ & \sqrt{r} \sin\left(\frac{3\theta}{2} + \epsilon \ln r\right), \\ & \left. \sqrt{r} \cos\left(\frac{3\theta}{2} + \epsilon \ln r\right) \right] \quad (3) \end{aligned}$$

结合式(3)给出的辅助函数,在平面四节点单元的每个节点自由度引入 9 个额外的位移变量,则可以建立考虑界面裂纹尖端奇异性的平面四节点扩展有限元单元.使用 ABAQUS 用户子程序编制扩展有限元单元,模拟 3.1 节的非对称双悬臂梁实验过程,得到临界荷载-界面裂纹扩展距离曲线的扩展有限元模拟结果,如图 6 所示。

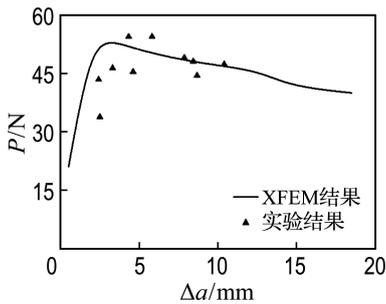


图 6 临界荷载-界面裂纹扩展距离曲线的扩展有限元模拟结果及与实验结果的对比

Fig. 6 Comparison of critical-load crack-extension curve between XFEM results and experimental data

图 6 中, XFEM 结果与实验结果吻合良好,且趋势相同,即随裂纹扩展距离的增加夹芯梁临界荷载先增加、后下降.上述趋势是因为随着裂纹扩展距离的增加,首先芳纶短纤维桥联结构的数量逐渐增加,进而提高界面裂纹扩展的临界荷载和临界能量释放率,导致夹芯梁临界荷载上升;然后,当裂纹扩展距离进一步增加时,张开位移较大区域的桥联结构逐渐失效,界面裂纹扩展的临界荷载和临界能量释放率保持稳定,夹芯梁的临界

荷载因悬臂梁臂长增加而降低.通过与实验结果对比,验证了本文提出的考虑多相材料界面断裂的扩展有限元分析方法的有效性和准确性。

图 7 显示了不同面板厚度 t 条件下,临界荷载-界面裂纹扩展距离曲线的扩展有限元模拟结果.裂纹扩展距离增加时,3 条曲线的变化趋势基本一致,夹芯梁的临界荷载均先因界面临界能量释放率提高而提高,之后因悬臂梁臂长增加而下降.对比不同面板厚度的结果可以发现,夹芯梁临界荷载随着面板厚度的增加而提高.但夹芯梁临界荷载的提高比例明显低于面板惯性矩提高的比例.这是因为虽然面板的弯曲刚度随着面板厚度的增加而显著上升,但界面裂纹在界面张开位移较小时即发生后继性的裂纹扩展破坏.因此,提高面板厚度虽然可以提高夹芯梁的刚度,但会增加界面破坏的风险,在结构设计过程中应重点分析。

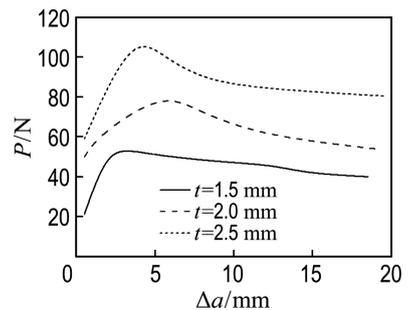


图 7 不同面板厚度条件下,夹芯梁临界荷载-界面裂纹扩展距离曲线的扩展有限元模拟结果

Fig. 7 Critical-load crack-extension curves of sandwich beams with various face-sheet thicknesses

5 结 论

(1) 芳纶短纤维增韧可以有效抑制碳纤维夹芯结构在准静态三点弯曲和面内压缩加载过程中的界面开裂和开裂后的裂纹扩展,避免结构因界面分层破坏而失效,进而显著提高试件的力等性能.实验研究结果显示,芳纶短纤维可以显著提高试件极限荷载、能量吸收性能,而试件重量的增加很小.同时,试件承载力、能量吸收等性能随芳纶短纤维密度的提高而提高,但试件性能的提高速

度逐渐降低.

(2)采用非对称双悬臂梁实验方法测量界面扩展的临界能量释放率,发现芳纶短纤维增韧可以显著提高界面的断裂韧性.微距拍摄和微观扫描电镜观测显示,芳纶短纤维在界面开裂后形成连接面板和芯体的桥联结构,提高界面裂纹扩展的临界荷载;并通过纤维拔出、纤维破坏等行为耗散能量,提高界面裂纹扩展的临界能量释放率;同时,芳纶短纤维增韧界面可以在泡沫芯体孔壁与面板连接区域形成“圆角”增强结构.以上现象合理地解释了芳纶短纤维的微观增韧机理.

(3)基于均匀材料断裂的弹性力学解和界面裂纹尖端的震荡解,建立了分析多相材料界面裂纹的扩展有限元单元,并对碳纤维/泡沫铝夹芯梁试件的非对称双悬臂梁实验过程进行模拟.首先通过与实验结果的对比验证了本文提出的扩展有限元分析方法的有效性和准确性.之后对比不同面板厚度条件下夹芯梁的临界荷载-界面裂纹扩展距离,为该结构增韧参数设计提供了科学依据.

参考文献:

- [1] Yan L L, Yu B, Han B, *et al.* Compressive strength and energy absorption of sandwich panels with aluminum foam-filled corrugated cores [J]. **Composites Science and Technology**, 2013, **86**:142-148.
- [2] 刘智良,程小全,胡仁伟,等. 含不同形状分层缺陷蜂窝夹层板的压缩性能[J]. *复合材料学报*, 2009(5):153-158.
LIU Zhi-liang, CHENG Xiao-quan, HU Ren-wei, *et al.* Compression properties of honeycomb sandwich plates with different shape delamination defects [J]. **Acta Materiae Compositae Sinica**, 2009(5):153-158. (in Chinese)
- [3] DU Long, JIAO Gui-qiong. Indentation study of Z-pin reinforced polymer foam core sandwich structures [J]. **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, 2009, **40**(6-7):822-829.
- [4] Mouritz A P. Review of Z-pinned composite laminates [J]. **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, 2007, **38**(12):2383-2397.
- [5] Yasaee M, Bond I P, Trask R S, *et al.* Mode II interfacial toughening through discontinuous interleaves for damage suppression and control [J]. **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, 2012, **43**:121-128.
- [6] Sohn Min-seok, HU Xiao-zhi. Mode II delamination toughness of carbon-fiber epoxy composites with chopped Kevlar fiber reinforcement [J]. **Composites Science and Technology**, 1994, **52**(3):439-448.
- [7] SUN Zhi, HU Xiao-zhi, SUN Shi-yong, *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.
- [8] SUN Zhi, Jeyaraman J, SHI Shan-shan, *et al.* Processing and property of carbon-fiber aluminum-foam sandwich with aramid-fiber composite adhesive joints [J]. **Journal of Adhesion Science and Technology**, 2014, **28**(18):1835-1845.
- [9] SHI Shan-shan, SUN Zhi, HU Xiao-zhi, *et al.* Carbon-fiber and aluminum-honeycomb sandwich composites with and without Kevlar-fiber interfacial toughening [J]. **Composites Part A: Applied Science and Manufacturing**, 2014, **67**:102-110.
- [10] SHI Shan-shan, SUN Zhi, HU Xiao-zhi, *et al.* Flexural strength and energy absorption of carbon-fiber-aluminum-honeycomb composites and with reinforced by aluminum grid [J]. **Thin-Walled Structures**, 2014, **84**:416-422.
- [11] SUN Zhi, SHI Shan-shan, HU Xiao-zhi, *et al.* Short-aramid-fiber toughening of epoxy adhesive joint between carbon fiber composites and metal substrates with different surface morphology [J]. **Composites Part B: Engineering**, 2015, **77**:38-45.
- [12] WANG Can, CHEN Hao-ran, LEI Zhen-kun. Experimental investigation of interfacial fracture behavior in foam core sandwich beams with visco-elastic adhesive interface [J]. **Composite Structures**, 2010, **92**(5):1085-1091.
- [13] SUN Zhi, Jeyaraman J, SUN Shi-yong, *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.

International Journal of Adhesion and Adhesives, 2014, **48**:288-294.

[14] SUN Zhi, HU Xiao-zhi, CHEN Hao-ran. Effects of aramid-fibre toughening on interfacial fracture toughness of epoxy adhesive joint between carbon-fibre face sheet and aluminium substrate [J].

[15] SUN Zhi, SHI Shan-shan, HU Xiao-zhi, *et al.* Adhesive joints between carbon fiber and aluminum foam reinforced by surface-treated aramid fibers [J]. **Polymer Composites**, 2015, **36**(1):192-197.

Properties, mechanisms and their analysis of carbon fiber sandwich structures with short-aramid-fiber interfacial toughening

CHEN Hao-ran^{*1,2}, SUN Zhi^{1,2,3}, SHI Shan-shan^{1,2,3}, HU Xiao-zhi³

(1. Department of Engineering Mechanics, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

2. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;

3. School of Mechanical and Chemical Engineering, University of Western Australia, Perth, WA 6009, Australia)

Abstract: Carbon fiber sandwich structures are widely used as load-bearing structures in aerospace, automobile and other vehicles. Interfacial fracture, which frequently occurs in these structures, could lead to large-area debonding, face-sheet buckling and significantly affect the structural safety. Short-aramid-fibers were selected to toughen the interface of carbon fiber sandwich. Low density tissue of short-aramid-fibers were inserted at the interface during the manufacturing of sandwich structures, and the interfacial toughness was enhanced by bridging effect of short-aramid-fibers. The load-displacement curves and failure modes of toughened and plain sandwich specimens were firstly compared through bending tests and compressive tests. The experimental results indicate that various mechanical properties are all reinforced by short-aramid-fiber toughening. Then, the toughening effect and mechanism of interleaved aramid fibers were examined by asymmetric double cantilever beam test and scanning electron microscopy respectively. Finally, based on the singularity solution of uniform elastic material crack and displacement shock solution of crack tip of interface, an extended finite element model (XFEM), which considered the complex stress field at the crack tip of interface, was proposed for simulation of interfacial fracture of carbon fiber sandwich structures. This study will benefit the disclosing of fracture mechanism of short-aramid-fiber toughened interface, establishing the method of designing interfacial toughening parameters, increasing the mechanical properties of carbon fiber sandwich structures, and providing scientific basis for health monitoring and manufacturing of this kind of structure.

Key words: carbon fiber sandwich beam; interfacial toughening; short-aramid-fibers; fiber-bridging effect; extended finite element method