

纤维桥连对复合材料 I 型层间断裂韧性的影响

张龙, 王波*, 矫桂琼, 黄涛

西北工业大学 力学与土木学院, 陕西 西安 710129

摘要: 采用 ASTM D 5528 标准对 T700/9916 复合材料单向板进行了试验,研究了双悬臂梁(DCB)试验中桥连纤维对 I 型层间断裂韧性的影响。根据试验观察,提出桥连区存在单(s 区域)、双纤维桥连区域(d 区域)的分析模型,其中 d 区域内一点上桥连纤维的数量是 s 区域的两倍;通过对桥连纤维和悬臂梁相互作用的分析,推导出呈指数形式递减的单根纤维桥连力-转角函数。由此得到整个悬臂梁的桥连力函数,并对 DCB 试验进行了分析,得到的模拟曲线与试验曲线吻合较好。研究结果表明本文提出的纤维桥连模型能够真实地反映桥连纤维在裂纹扩展过程中的作用方式。

关键词: 复合材料; 断裂韧性; 桥连纤维; 纤维桥连模型; DCB 试件

中图分类号: V214.8; TB332 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-6893(2013)04-0817-09

碳纤维增强树脂基复合材料的优异性能使它广泛应用于航空、航天等领域。由于材料为层合结构,层间性能较为薄弱,在服役过程中产生的分层损伤会降低复合材料结构的强度和刚度,从而带来安全隐患。桥连纤维能有效地提高裂纹扩展过程中的 I 型层间断裂韧性。研究桥连纤维在裂纹扩展过程中的作用机理,为复合材料断裂韧性的研究提供了一种分析方法。

研究人员通过各种试验研究了桥连纤维对层间断裂韧性的影响。Kuwata 和 Hogg^[1]将碳纤维、热塑性纤维以及二者的混合分别引入不同基体进行试验。初步研究结果表明,桥连作用提高了断裂韧性,且热塑性纤维产生的桥连纤维对断裂韧性的提高明显优于碳纤维。Thanomsilp 和 Hogg^[2]发现引入的热塑性纤维能够有效地提高 I 型层间断裂韧性,但当纤维的存在形态改变时,其引入的纤维溶解于热固性树脂基体后,对 II 型层间断裂韧性有较大的提高。de Moura^[3]和矫

桂琼^[4-5]等都提出用薄刀片切割桥连区域,通过计算得到桥连力对层间断裂韧性的影响。

上述的试验研究表明桥连纤维可提高层间断裂韧性,但在纤维桥连模型的理论研究方面还略显不足。刘玲等^[6]的研究表明:引入超细纤维薄膜试件的 I 型层间断裂韧性相对于没有超细纤维薄膜的空白试件的断裂韧性提高了 35%。并采用传统线性桥连法则对试验进行了模拟分析,该模型假设桥连力和桥连长度均为常数。Daridon 等^[7]假设桥连力随桥连长度线性递减,并通过建立的纤维桥连模型模拟了层间断裂韧性试验中的 R-curve 效应。Iwamoto 等^[8-9]通过用刀片切割桥连纤维的方法,得到桥连力与裂纹长度的关系,并结合提出的纤维桥连模型研究了桥连纤维数量、纤维桥连力以及层间断裂韧性之间的关系。

前面介绍的几种模型中,都未同时考虑桥连纤维在裂尖的位置、裂尖的几何形状以及桥连纤维吸收的能量。本文通过对上述 3 个问题的分析,提出

收稿日期: 2012-05-23; 退修日期: 2012-07-11; 录用日期: 2012-09-21; 网络出版时间: 2012-09-28 12:10
网络出版地址: www.cnki.net/kcms/detail/11.1929.V.20120928.1210.002.html

* 通讯作者. Tel.: 029-88431025 E-mail: b.wang@nwpu.edu.cn

引用格式: Zhang L, Wang B, Jiao G Q, et al. Influence of fiber bridging on Mode I interlaminar fracture toughness of composites. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2013, 34(4): 817-825. 张龙, 王波, 矫桂琼, 等. 纤维桥连对复合材料 I 型层间断裂韧性的影响. 航空学报, 2013, 34(4): 817-825.

了桥连区的双区域模型,推导了纤维桥连力函数,在该模型的基础上分析了双悬臂梁(DCB)试验。

1 考虑桥连纤维的I型层间断裂韧性模型

1.1 桥连力函数的建立

如图1所示,在I型层间断裂韧性试验中,包裹纤维的基体随裂纹扩展而开裂,同时存在部分单向纤维被裂纹跨层分割,进而产生了桥连纤维^[8-9]。图2为试件裂纹尖端照片,图中: β 为桥连纤维过其与悬臂的切点与悬臂切线的夹角; α 为悬臂在该切点处与水平方向的夹角。随裂纹扩展,纤维与基体不断剥离,并形成图3中的两种桥连纤维作用区域,图中: P 为载荷; a_0 为初始裂纹长度; a 为裂纹长度。由于每一束桥连纤维对其桥连的上下悬臂均产生作用,因此悬臂梁上单纤维桥连区域(s区域)一点的桥连纤维只有一种方向,而双纤维桥连区域(d区域)中由于上下悬臂梁的桥连纤维相互交叉,一点的桥连力由两种方向的桥连纤维提供。假设悬臂梁上任意一点产生桥连纤维的概率相同。可以得出:d区域一点上的桥连纤维数量是s区域上的两倍。

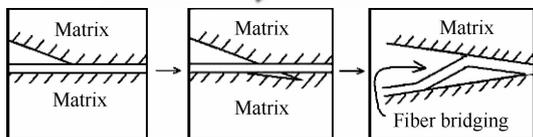


图1 桥连纤维的产生

Fig. 1 Origin of bridging fiber

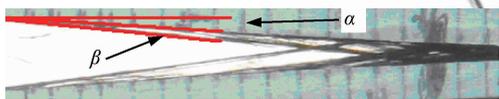


图2 试件裂纹尖端照片

Fig. 2 Photo of crack tip of a specimen

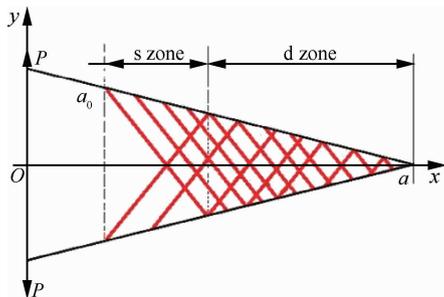


图3 单、双纤维桥连区域示意图

Fig. 3 Schematic diagram of single and double fiber bridging zones

图4为Daridon等的纤维桥连模型^[7],图中 m 为非桥连区域长度; y_c 为桥连长度; l 为试件长度; $\delta/2$ 为加载点位移的一半。该模型假设桥连纤维为桥连区域上的并联弹簧,且桥连力-挠度函数为图5所示的线性关系,并通过寻找合适的桥连力 σ_c 和桥连长度 y_c 这两个参数,得到材料的最佳桥连法则。

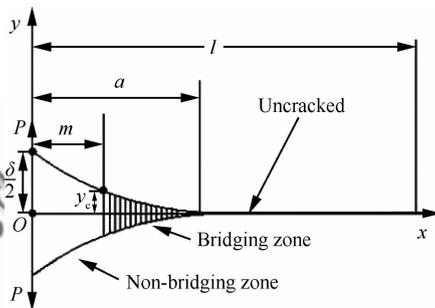


图4 Daridon纤维桥连模型^[7]

Fig. 4 Daridon's fiber bridging model^[7]

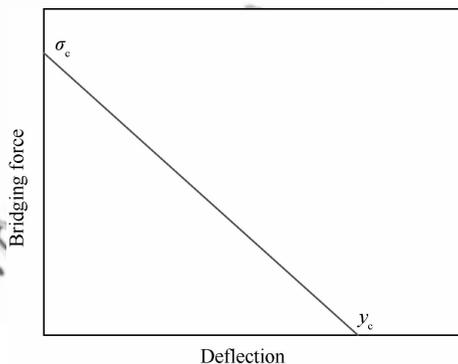


图5 Daridon模型的桥连力-挠度曲线

Fig. 5 Bridging force-deflection curve of Daridon's model

现采用图3中桥连纤维垂直方向的作用分量作为纤维桥连力来建立新的桥连力模型。如图6所示,曲线 AO' 为悬臂梁,由于悬臂梁垂直方向挠度相对于裂纹长度很小,可将其简化为等腰三角形 $AA'O$, AO 与悬臂梁切于 A 点,以 AO 代替悬臂 AO' 。图中: σ 为沿纤维方向的应力; σ_s 为 σ 在垂直于 A 点的悬臂梁切线方向的分量; σ_N 为 σ 垂直水平方向的分量,即单根纤维桥连力; γ 为桥连纤维与垂直方向的夹角。 α 、 β 和 γ 存在如下关系:

$$\beta + \alpha + \gamma = \pi/2 \quad (1)$$

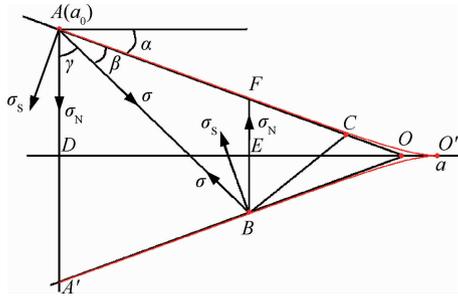


图 6 单根桥连纤维示意图

Fig. 6 Sketch of single bridging fiber

由图 2 可知,图 6 中对应的 β 较小,所以忽略纤维弯曲应力,认为单根纤维桥连力 σ_N 只由 σ 提供。由图 7 的对应关系,将 σ 投影至 dl 微元,对 A 点有

$$\sigma_s(Ddl) = \sigma \left(\frac{\pi}{4} D^2 \right) \sin \beta \quad (2)$$

对 B 点有

$$\sigma_s(Ddl) = \sigma \left(\frac{\pi}{4} D^2 \right) \sin(\beta + 2\alpha) \quad (3)$$

桥连纤维 AB 沿 A、B 点的开裂受 σ_s 控制:

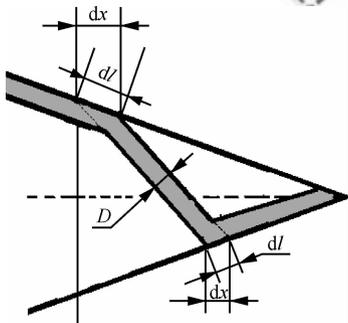
$$\sigma_s \leq [\sigma_s] \quad (4)$$

式中: $[\sigma_s]$ 为纤维与基体的界面结合强度。由式(1)~式(3)可得 B 点 σ_s 先达到 $[\sigma_s]$, 由此可得

$$\sigma = \frac{4[\sigma_s]}{\pi \sin^2(\beta + 2\alpha)} \quad (5)$$

因此对 B 点,将 σ 投影至 dx 微元,有

$$\sigma_N(Ddx) = \sigma \left(\frac{\pi}{4} D^2 \right) \sin(\beta + \alpha) \quad (6)$$

图 7 桥连纤维直径 D 、 dx 和 dl 的对应关系Fig. 7 Relationship of bridging fiber diameter D , dx and dl

由于 α 和 β 相对较小,可作图 8 中的假设^[8-9],近似认为桥连纤维对上下悬臂梁垂直方向作用的分量 σ_N 相等。将式(5)代入式(6),可得单根纤维桥连力为

$$\sigma_N = \frac{\sin(\beta + \alpha)[\sigma_s]}{\cos \alpha \sin(\beta + 2\alpha)} \quad (7)$$

设 dx 截面上存在 n 根桥连纤维,单根桥连纤维的截面积 $A = \pi D^2/4$ 。可得纤维桥连力为

$$\sigma_f = \sin(\beta + \alpha) n \frac{\sigma A}{b dx} \quad (8)$$

假定纤维规则排列,试件宽度 $b = ND'$, N 为单层内纤维总数, D' 为纤维和基体的单胞尺寸。将式(6)代入式(8),结合图 7 中 B 点对应横截面积关系化简得

$$\sigma_f = \eta V_f \sigma_N = K \sigma_N \quad (9)$$

式中: $\eta = n/N$ 为发生纤维桥连的概率; $V_f = D/D'$ 与纤维体积分数相关;将 ηV_f 统一表示为 K 。

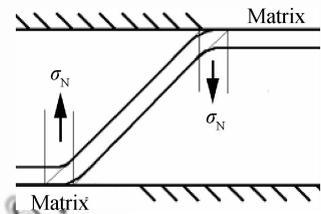
图 8 单根纤维桥连力对双悬臂梁的作用 σ_N Fig. 8 Single fiber bridging force σ_N on DCB

图 6 中悬臂梁 AO 段纤维因桥连作用变为 AB 和 BO,由几何关系可得该纤维的应变为

$$\epsilon = \frac{(AB + BO) - AO}{AO} = \frac{\cos \alpha - \cos(\alpha + \beta)}{\cos(\alpha + \beta) + \frac{\sin \beta}{2 \sin \alpha}} \quad (10)$$

由 $\epsilon = \sigma/E_{bf}$ 及式(6)、式(7)和式(10)可得

$$\frac{\cos \alpha - \cos(\beta + \alpha)}{\cos(\beta + \alpha) + \frac{\sin \beta}{2 \sin \alpha}} \cdot \frac{\pi \sin^2(\beta + 2\alpha)}{4} = \frac{[\sigma_s]}{E_{bf}} \quad (11)$$

式中: E_{bf} 为桥连纤维的模量。 E_{bf} 和 $[\sigma_s]$ 分别采用复合材料纤维方向的模量和垂直纤维方向的强度^[10] 为基准进行研究。取 $[\sigma_s]/E_{bf} = 125\pi$, 2.5π , $0.25\pi \mu\epsilon$ 代入式(11),计算可得 α 和 β 的关系。如图 9 所示,随 α 的增大, β 减小并无限趋近于零。同时随 $[\sigma_s]/E_{bf}$ 的减小,曲线接近原点。

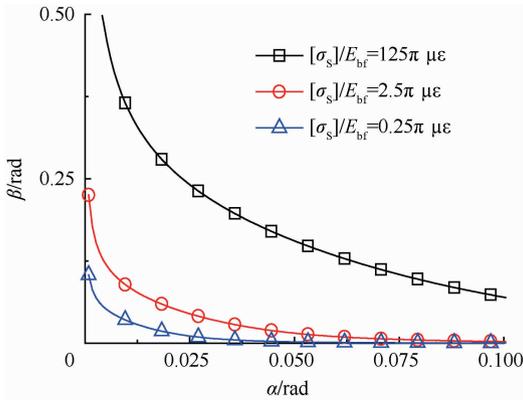


图9 用不同参数 $[\sigma_s]/E_{bf}$ 计算的转角 β 随 α 变化的曲线
Fig. 9 Angle β vs α using different parameters of $[\sigma_s]/E_{bf}$

通过测量试验截图(如图2所示),得到图6中对应的 α 和 β 的取值范围,经最后的模拟计算,确定 $[\sigma_s]/E_{bf}$ 取 $0.25\pi\mu\epsilon$ 较为合适。再结合式(7)和式(11),用 $[\sigma_s]$ 将 σ_N 归一化处理,可得 $\sigma_N/[\sigma_s]$ 随 α 的关系。如图10所示,随 α 的增大 $\sigma_N/[\sigma_s]$ 先下降然后趋于恒定。

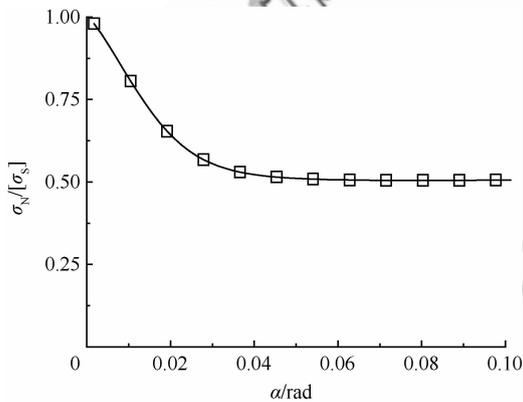


图10 由纤维基体界面强度 $[\sigma_s]$ 归一化的单根纤维桥接力 σ_N 随 α 变化的曲线
Fig. 10 Single fiber bridging force σ_N normalized by interfacial strength of fiber and matrix $[\sigma_s]$ vs α

对桥连作用饱和的分析如图11所示,结合图9的曲线可知,在实际的加载过程中,载荷达到一定值后,起裂点A处的桥连纤维将与悬臂梁重合到A'点,即AA'处的所有桥连纤维与悬臂梁自身纤维的作用方向相同,但桥连纤维伸长应变 ϵ_1 大于悬臂梁自身纤维应变 ϵ_2 ,所以两者的区

别只在于作用力的大小。可将AA'之间所有产生的桥连纤维当悬臂梁自身纤维处理。即当悬臂梁上转角大于等于A'点转角,或在 $\beta=0$ 处,纤维桥连作用力为零。通过试验录像的截图,观察桥连纤维的位置,测量A'点处的转角记为 φ 。当起裂点A的转角 $\alpha > \varphi$ 时,桥连作用饱和,A'点即为桥连区域结束点。

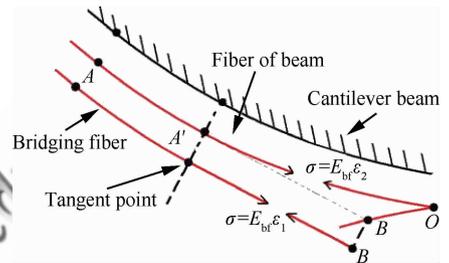


图11 AA'点桥连纤维与悬臂梁重合
Fig. 11 Coincidence of AA' bridging fiber and cantilever beam

图6中裂纹起始点A(a_0)处桥连纤维的末端与B点连接,A点右侧的桥连纤维与下悬臂梁的交点存在于B点的右侧,即B点为s区与d区的交界。随着裂纹扩展,A点悬臂转角 α 增大,AB纤维在B点的悬臂转角 α 也增大,当A点悬臂转角 $\alpha > \varphi$ 时,结合图11可知,AB纤维在B点的悬臂转角 α 保持恒定,记为 θ 。

图6中桥连纤维AB和BC对B点桥连区都有贡献。实际中B、C两点的转角不同,所提供的单根纤维桥连区 σ_N 不同。由图8可认为桥连纤维AB和BC的 σ_N 相等,即双纤维桥连区域的桥连区 σ_F 是 σ_I 的两倍。在加载过程中,单、双纤维桥连区临界点B的转角 α 不断增大,对此简化,取其悬臂转角 α 为测量所得的恒定值 θ 。当 $\alpha < \theta$ 时,其为d区域;当 $\alpha > \theta$ 时,其为s区域。由于桥连作用结束点A'的转角 α 为 φ ,当 $\alpha > \varphi$,整个悬臂梁的桥连区 $\sigma_F = 0$ 。 σ_F 的函数式为

$$\sigma_F = \begin{cases} 2\sigma_I = 2K\sigma_N & 0 \leq \alpha \leq \theta \\ \sigma_I = K\sigma_N & \theta < \alpha < \varphi \\ 0 & \varphi \leq \alpha \end{cases} \quad (12)$$

根据 σ_F 曲线的特点,将双纤维桥连区域简化为线性模型,由 $\sigma_{F-Model}$ 表示为

$$\sigma_{F-Model} = \begin{cases} k\alpha + t & 0 \leq \alpha \leq \theta \\ c & \theta < \alpha < \varphi \\ 0 & \varphi \leq \alpha \end{cases} \quad (13)$$

式中: k 为拟合直线斜率; t 为截距; c 为恒定桥连值。由于 K 和 $[\sigma_S]$ 未知,对 σ_N 、 σ_F 和 $\sigma_{F-Model}$ 进行相应的归一化处理,分别表示为 $\sigma_N/[\sigma_S]$ 、 $\sigma_F/K[\sigma_S]$ 和 $\sigma_{F-Model}/K[\sigma_S]$,如图12所示。

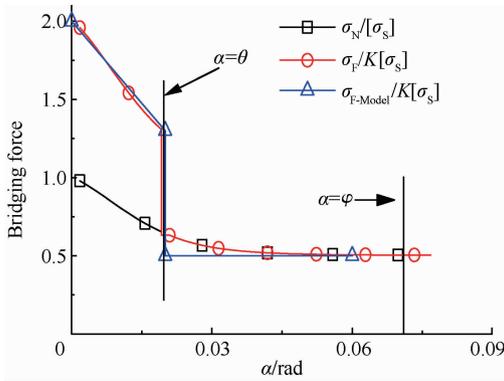


图12 归一化的桥连力随 α 变化的曲线
Fig. 12 Normalized bridging force vs α

1.2 纤维桥连模型控制方程的建立

参考弹性基础梁公式^[11]以及Daridon的模型^[7],建立如图4所示的坐标系,取试件的一半建立模型的控制方程为

$$\begin{cases} y_d^{(4)} + k_0^3 y' + k_1 = 0 & x \in [m, a] \\ y_s^{(4)} + k_2 = 0 & x \in [a_0, m] \\ y_b'' = \frac{Px}{E_1 I} & x \in [0, a_0] \end{cases} \quad (14)$$

$$k_0^3 = \frac{kb}{E_1 I}, k_1 = \frac{tb}{E_1 I}, k_2 = \frac{cb}{E_1 I}$$

式中: y_d 为桥连线性递减阶段的挠度函数; y_s 为桥连恒定阶段的挠度函数; y_b 为非桥连区域的挠度函数; a 为裂纹尖端的坐标; m 为 $\alpha = \theta$ 处的坐标,即单、双纤维桥连区域的交界点; a_0 为桥连作用饱和点的坐标,其初始值表示起始分层长度; E_1 为试件纤维方向的模量; I 为试件单臂的截面惯性矩; P 为载荷; y_b 在 $x=0$ 处的值为加载点位移的一半 $\delta/2$ 。

边界条件: a 点的挠度和转角等于零, m 和 a_0 点的挠度、转角、弯矩和剪力连续。

$$\begin{cases} y_d(m) = y_s(m) & y_s(a_0) = y_b(a_0) \\ y_d(a) = 0 & y_d'(m) = y_s'(m) & y_s'(a_0) = y_b'(a_0) \\ y_d'(a) = 0 & y_d''(m) = y_s''(m) & y_s''(a_0) = y_b''(a_0) \\ & y_d'''(m) = y_s'''(m) & y_s'''(a_0) = y_b'''(a_0) \end{cases} \quad (15)$$

1.3 桥连纤维在裂纹扩展过程中的能量分析

用修正梁理论(MBT)对试验进行了简化处理,不考虑裂纹扩展过程中裂尖区域的桥连作用。其断裂韧性包含裂纹扩展能与桥连作用,所给出的断裂韧性为外力做功为零时的应变能释放率,计算公式如下^[12]:

$$\begin{cases} dW = dE + G' b da \\ G' = -\frac{dE}{b da} \end{cases} \quad (16)$$

考虑桥连作用下的断裂韧性有

$$\begin{cases} dW = dE + G b da + dW_f \\ G' = G + \frac{dW_f}{b da} \end{cases} \quad (17)$$

式中: W 为外力的功; E 为试件的应变能; G 为实际的断裂韧性; W_f 为外力对桥连区域所做的功。应变能释放率 G' 包括了断裂韧性 G 以及桥连作用 $dW_f/b da$ 的因素,因此产生了R-curve曲线效应。对式(17)关于 a 求微分可得

$$\begin{cases} G = \frac{1}{b} \left(\frac{dW}{da} - \frac{dE}{da} - \frac{dW_f}{da} \right) \\ \frac{dW}{b da} = \frac{P}{b} \cdot \frac{d\delta}{da} \\ \frac{dE}{b da} = \frac{d(E_{y_s} + E_{y_d} + E_{y_b})}{b da} \\ \frac{dW_f}{b da} = \int_{a_0}^m \sigma_F \frac{dy_s}{da} dx + \int_m^a \sigma_F \frac{dy_d}{da} dx \end{cases} \quad (18)$$

式中: E_{y_i} ($i = s, d, b$)为挠度函数 y_i 对应悬臂梁的应变能^[7]。

如图6所示,随加载过程,桥连纤维与基体脱粘, B 点向右移动。由此可得裂纹扩展判据如下:给定材料参数和初始条件,由式(18)计算 G ,并用式(19)对 G_{IC} 进行判别^[7]:

$$\begin{cases} G < G_{IC}, da = 0 \\ G = G_{IC}, da > 0 \end{cases} \quad (19)$$

同时计算 $y'(m)$ 和 $y'(a_0)$,判别单、双纤维桥连区域临界点 m 以及桥连作用饱和点 a_0 的移动:

$$\begin{cases} |y'(m)| < \theta, & dm = 0 \\ |y'(m)| = \theta, & dm > 0 \\ |y'(a_0)| < \varphi, & da_0 = 0 \\ |y'(a_0)| = \varphi, & da_0 > 0 \end{cases} \quad (20)$$

2 I型层间断裂韧性试验

试件采用 T700/9916 碳纤维增强树脂基复
© 航空学报编辑部 http://hkxb.buaa.edu.cn

合材料(以下简称为材料)。尺寸为 $180 \text{ mm} \times 25 \text{ mm} \times 4 \text{ mm}$, 铺层为 $[0]_{24}$, 在第 12 层和 13 层之间嵌入 Teflon 薄膜, 长度约为 55 mm 。

采用 ASTM D 5528 标准进行试验。由钢琴铰链引入载荷, 当裂纹扩展 5 mm 时停止加载, 观测裂纹扩展是否稳定, 不稳定则停止试验进行调整, 否则继续试验, 并记录裂纹长度, 直到达到预定裂纹长度, 停止加载, 试验结束。试验机为 Instron5567, 裂纹长度由录像得到。图 13 为 DCB 试件以及加载示意图, 图中: $2h$ 为悬臂梁试件的厚度; L' 为加载点至加载块棱边的距离; t' 为加载点中心至悬臂梁单臂厚度中心的距离。

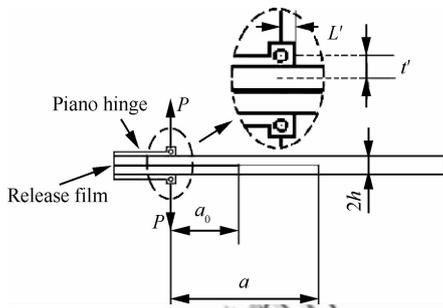


图 13 DCB 试件

Fig. 13 DCB specimen

在 Round-Robin 试验中, 采用 MBT 计算 I 型层间断裂韧性^[3, 12-16]:

$$G_{IC} = \frac{3P\delta}{2b(a + |\Delta|)} \cdot \frac{F'}{N'} \quad (21)$$

式中: F' 为修正大位移影响的参数, F' 考虑了弯矩悬臂的缩短和加载块端部倾斜的影响, 其为

$$F' = 1 - \frac{3}{10} \left(\frac{\delta}{a} \right)^2 - \frac{3}{2} \left(\frac{\delta t'}{a^2} \right) \quad (22)$$

N' 为由钢琴铰链导致试件硬化的修正系数; Δ 为消除分层根部旋转产生影响的修正量, 其计算方法如图 14 所示, 由试验数据得到线性拟合曲线, 其与横坐标相交, 交点的横坐标值即为 Δ 。

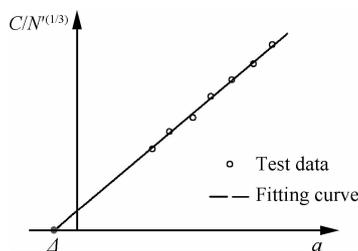


图 14 修正量 Δ 的确定方法

Fig. 14 Plot illustrating the determination of Δ -correction

图 14 中纵坐标为柔度, 其计算公式^[13]为

$$\frac{C}{N'} = \frac{8(a + |\Delta|)^3}{E_1 b h^3} \quad (23)$$

式中: $C = P/\delta$ 为柔度; N' 由式(24)计算。

$$N' = 1 - \left(\frac{L'}{a} \right)^3 - \frac{9}{8} \left[1 - \left(\frac{L'}{a} \right)^2 \right] \cdot \left(\frac{\delta t'}{a^2} \right) - \frac{9}{35} \left(\frac{\delta}{a} \right)^2 \quad (24)$$

3 试验与模拟结果分析

表 1 为采用 MBT 计算的裂纹扩展阶段的断裂韧性^[12]。其中 Initial G_{IC} 和 End G_{IC} 分别为测得的起始时和结束时的断裂韧性, Increase ratio 为 End G_{IC} 相对 Initial G_{IC} 增加的百分比。初始测量时的裂纹长度为 37.5 mm , 其 G_{IC} 的偏差系数为 4.223% ; 除了 1 号试件在结束时测量的裂纹长度是 74.5 mm , 其他均为 82.5 mm , 去掉 1 号试件(表中带 * 号的数据表示没有 1 号试件参与计算), 其 G_{IC} 的偏差系数为 11.907% 。随加载过程, 材料的平均断裂韧性由初始的 0.288 kJ/m^2 达到 0.433 kJ/m^2 , 增幅约为 49.6% 。图 15 为试验载荷-位移曲线。

表 1 试验结果(MBT)

Table 1 Experimental results (MBT)

Specimen	Initial $G_{IC}/$ ($\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}$)	End $G_{IC}/$ ($\text{kJ} \cdot \text{m}^{-2}$)	Increase ratio/%
1	0.286	0.391	36.7
2	0.269	0.390	45.0
3	0.297	0.493	66.0
4	0.290	0.390	34.5
5	0.300	0.459	53.0
Average	0.288	0.433(*)	49.6(*)
CV/%	4.223	11.907(*)	

Note: (*) means excluding Specimen 1 from calculation

因为式(9)中发生纤维桥连的概率 η 以及纤维与基体的界面结合强度 $[\sigma_s]$ 无法确定, 所以需要调整参数 $K[\sigma_s]$ 来确定 σ_F 的大小。同时转角 θ 和 φ 由测量计算得到取值范围, 再将本文模型的桥连力函数与试验载荷位移曲线进行拟

合^[7, 17], 选出曲线最吻合时的参数, 从而得到该材料桥连力函数中的参数。

合结果与这两种模型中参数的大小也是一致的。

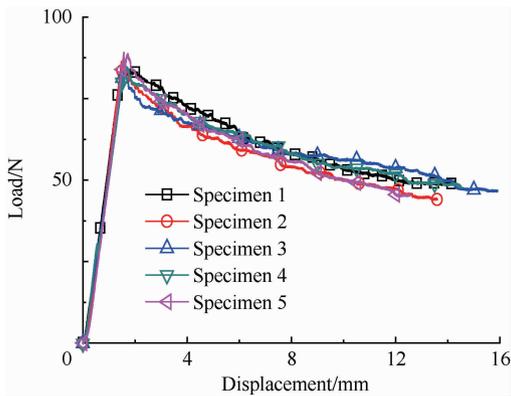


图 15 试验载荷-位移曲线

Fig. 15 Load-displacement curves of experiment

对试验数据的计算结果求平均值得到材料性能以及初始条件。材料纤维方向的弹性模量 $E_1 = 106.71$ GPa, 初始裂纹长度: $a_0 = 27.5$ mm, 起裂点载荷 $P_0 = 85.19$ N, 起裂点位移 $\delta_0 = 1.64$ mm, 根部旋转修正量 $\Delta = 9.41$ mm。

将材料性能以及初始条件代入模型, 并用本文模型以及 Daridon 模型的桥连力函数与试验结果进行拟合。最终确定本文模型桥连力函数的参数, 同时给出两个 Daridon 模型桥连力函数的参数用于对比分析, 参数如式(25)所示:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{F-Model}: \begin{cases} k = -1.3, t = 0.24 \text{ MPa}, c = 0.06 \text{ MPa} \\ \theta = 0.023 \text{ rad}, \varphi = 0.066 \text{ rad} \end{cases} \\ \text{Daridon-I}: \sigma_c = 0.1 \text{ MPa}, y_c = 2 \text{ mm} \\ \text{Daridon-II}: \sigma_c = 0.5 \text{ MPa}, y_c = 0.26 \text{ mm} \end{array} \right. \quad (25)$$

图 16 为试验与模拟的载荷-位移曲线, 其中 Experiment 曲线是 5 个试件曲线求平均的拟合曲线。图中 No fiber bridging 为不考虑桥连作用的模拟结果, 其载荷明显低于试验结果以及本文和 Daridon 模型的模拟结果。图中 Daridon 模型曲线的注释与式(25)对应。从图中可以看出本文模型模拟结果与试验结果吻合。对比 Daridon 模型与本文模型的曲线, Daridon-II 与本文模拟结果在裂纹刚开裂的一段基本吻合, 但随后高于试验结果, 而 Daridon-I 的前半部分低于本文模拟结果, 后半部分则吻合较好。这种吻

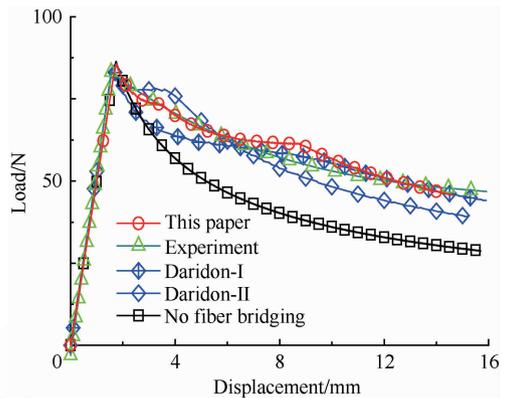


图 16 试验和模拟的载荷-位移曲线

Fig. 16 Load-displacement curves of experiment and simulation

由式(16)、式(21)和式(22), 可得载荷-裂纹长度满足如下方程:

$$P = \sqrt{\frac{EIb}{F'}} \cdot \frac{\sqrt{G'}}{(a + |\Delta|)} \quad (26)$$

取 G_1 和 G_2 分别为模型中无桥连作用和桥连作用饱和时的断裂韧性, 分别为 0.239 kJ/m² 和 0.446 kJ/m², 代入式(26)计算可得载荷-裂纹曲线。图 17 中给出了 G_1 和 G_2 的计算结果。可见在同等裂纹长度下, 桥连作用的存在使得试件具有较高的承载能力。随着裂纹扩展, 当桥连作用饱和后, 断裂韧性由 G_1 增加到 G_2 , 载荷与方形十字点划线重合。这说明在裂纹扩展过程中, 桥连纤维吸收了部分原本作用于裂纹尖端的能量,

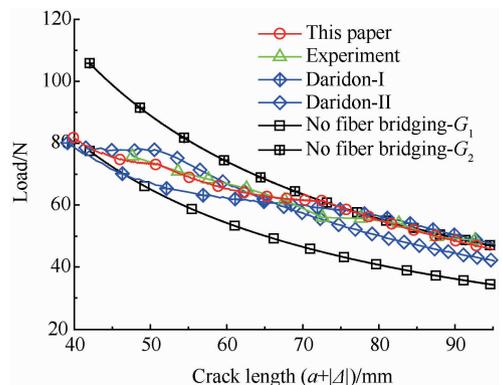


图 17 试验和模拟的载荷-裂纹长度($a + |\Delta|$)曲线

Fig. 17 Load-crack length ($a + |\Delta|$) curves of experiment and simulation

因此抑制了裂纹扩展,进而提高了承载能力,也就是抗分层能力的提高^[8]。而当桥连作用饱和后,桥连纤维吸收的能量达到上限,其大小等于 $G_2 - G_1$,因此承载能力不再进一步提高,抗分层能力的提高也达到平衡。桥连作用饱和后的试验曲线可看做是由无桥连作用且断裂韧性为 G_2 的试件得到的。

经计算分析, Daridon 模型中随 y_c 的减小,桥连作用饱和得越早;承载能力随 σ_c 的减小而降低^[17]。因为 Daridon 模型无法体现桥连力真实的作用方式,所以其模拟结果无法与试验结果始终保持一致。通过模拟结果的对比可以看出本文假设的单、双纤维桥连区域能够进一步体现桥连纤维在裂纹扩展过程中的的作用方式。

4 结 论

1) 单根桥连纤维的纤维桥连力是随转角变化的非线性递减函数。桥连区域包括两个部分:双纤维桥连区域,该区域悬臂梁上一点的桥连力由两种方向的桥连纤维提供;单纤维桥连区域则相反。整体的桥连力函数呈现指数递减,并在单、双纤维桥连区域交界点呈现非连续性。桥连作用的饱和和受转角控制,桥连力只存在于小于临界转角的悬臂梁上。

2) 通过本文模型和 Daridon 模型的模拟结果与试验结果的对比分析,说明相对于 Daridon 的线性模型,单、双纤维桥连区域模型进一步体现了裂纹扩展过程中桥连纤维的作用方式。同时也证实了桥连纤维是断裂韧性的测量随裂纹扩展而增加的原因;并指出了随裂纹的扩展,试件的承载能力因桥连作用的存在而提高,随桥连作用的饱和,而达到平衡状态。

参 考 文 献

- [1] Kuwata M, Hogg P J. Interlaminar toughness of interleaved CFRP using non-woven veils: Part 1, Mode-I testing. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2011, 42(10): 1551-1559.
- [2] Thanomsilp C, Hogg P J. Interlaminar fracture toughness of hybrid composites based on commingled yarn fabrics. *Composites Science and Technology*, 2005, 65(10): 1547-1563.
- [3] de Moura M F S F, Campilho R D S G, Amaro A M, et al. Interlaminar and intralaminar fracture characterization of composites under Mode I loading. *Composite Structures*, 2010, 92(1): 144-149.
- [4] Jiao G Q, Gao J, Deng Q. Mode I interlaminar fracture toughness of composite. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 1994, 11(1): 113-118. (in Chinese)
矫桂琼, 高健, 邓强. 复合材料的 I 型层间断裂韧性. *复合材料学报*, 1994, 11(1): 113-118.
- [5] Jiao G Q, Zhao J H, Jia P R. Method of isolated plies for overcoming the effect of fiber bridging on G_{IC} . *Acta Materiae Compositae Sinica*, 1996, 13(2): 84-88. (in Chinese)
矫桂琼, 赵剑衡, 贾普荣. 克服纤维桥连对 G_{IC} 影响的隔离层法. *复合材料学报*, 1996, 13(2): 84-88.
- [6] Liu D, Huang Z M, Zhou Y X, et al. Improvement of Mode I interlaminar fracture toughness of composites reinforced by ultrathin fibers. *Acta Materiae Compositae Sinica*, 2007, 24(4): 166-171. (in Chinese)
刘玲, 黄争鸣, 周焯欣, 等. 超细纤维增强复合材料 I 型层间断裂韧性分析. *复合材料学报*, 2007, 24(4): 166-171.
- [7] Daridon L, Cochelin B, Ferry M P. Delamination and fiber bridging modelling in composite samples. *Journal of Composite Materials*, 1997, 31(9): 874-888.
- [8] Iwamoto M, Ni Q, Fujiwara T, et al. Intralaminar fracture mechanism in unidirectional CFRP composites: Part I, intralaminar toughness and AE characteristics. *Engineering Fracture Mechanics*, 1999, 64(6): 721-745.
- [9] Iwamoto M, Ni Q, Fujiwara T, et al. Intralaminar fracture mechanism in unidirectional CFRP composites: Part II, analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, 1999, 64(6): 747-764.
- [10] Jiao G Q, Jia P R. *Mechanics of composite materials*. Xi'an: Northwestern Polytechnical University Press, 2008: 6-18. (in Chinese)
矫桂琼, 贾普荣. *复合材料力学*. 西安: 西北工业大学出版社, 2008: 6-18.
- [11] Long Y Q. *Calculation of elastic foundation beam*. Beijing: Higher Education Press, 1981: 1-86. (in Chinese)
龙驭球. *弹性地基梁的计算*. 北京: 高等教育出版社, 1981: 1-86.
- [12] D30.06. ASTM D 5528-01 Standard test method for Mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fibre-reinforced polymer matrix composites. West Conshohocken, PA: American Society for Testing and Materials (ASTM), 2001.
- [13] Brunner A J, Blackman B R K, Williams J G. Calculating a damage parameter and bridging stress from G_{IC} delamination tests on fibre composites. *Composites Science and Technology*, 2006, 66(6): 785-795.
- [14] Blackman B R K, Kinloch A J, Paraschi M, et al. Meas-

uring the Mode I adhesive fracture energy, G_{IC} , of structural adhesive joints: the results of an international round-robin. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2003, 23(4): 293-305.

- [15] de Morais A B, de Moura M F, Marques A T, et al. Mode-I interlaminar fracture of carbon/epoxy cross-ply composites. *Composites Science and Technology*, 2002, 62(5): 679-686.
- [16] Shokrieh M M, Heidari-Rarani M, Ayatollahi M R. Delamination R -curve as a material property of unidirectional glass/epoxy composites. *Materials and Design*, 2012, 34: 211-218.
- [17] Daridon L, Zidani K. The stabilizing effects of fiber bridges on delamination cracks. *Composites Science and Technology*, 2002, 62(1): 83-90.

作者简介:

张龙 男, 博士研究生。主要研究方向: 复合材料和结构的力学行为。

Tel: 029-88431027

E-mail: zhanglongspring@163.com

王波 男, 博士, 副教授, 硕士生导师。主要研究方向: 复合材料和结构的力学行为。

Tel: 029-88431025

E-mail: b. wang@nwpu. edu. cn

矫桂琼 男, 博士, 教授, 博士生导师。主要研究方向: 先进复合材料在航空航天结构上应用的力学问题, 复合材料的损伤、断裂及其力学机理, 复合材料力学行为的数值模拟及仿真, 复合材料的界面力学, 复合材料的层间增韧及其机理, 多相材料的尺度效应。

Tel: 029-88431023

E-mail: jiaogq@nwpu. edu. cn

黄涛 男, 博士, 副教授, 硕士生导师。主要研究方向: 复合材料结构力学, 材料科学, 航空航天科学与工程。

Tel: 029-88431026

E-mail: huangt@nwpu. edu. cn

Influence of Fiber Bridging on Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Composites

ZHANG Long, WANG Bo^{*}, JIAO Guiqiong, HUANG Tao

School of Mechanics, Civil Engineering and Architecture, Northwest Polytechnical University, Xi'an 710129, China

Abstract: T700/9916 composite laminate specimens are tested according to ASTM D 5528 standards, and the fiber bridging effect on Model I interlaminar fracture toughness is investigated in double cantilever beam (DCB) tests. From experimental observation, a model with single (s zone) and double fiber bridging zone (d zone) is proposed. The number of bridging fibers on a point of the d zone is twice as large as that on a point of the s zone. From an interaction analysis between the bridging fibers and the beam, an exponentially decreasing function of single fiber bridging force versus angle is built. Based on the analysis above, a DCB model involving the bridging force function of the whole beam is established. The simulation results show a satisfactory agreement with test results. The present fiber bridging model reflects how bridging fibers act in the process of crack propagation.

Key words: composite; fracture toughness; bridging fiber; fiber bridging model; DCB specimen