

文章编号:1000-8055(2017)05-1099-06

doi:10.13224/j.cnki.jasp.2017.05.010

Z-pins 增强陶瓷基复合材料层间 I 型开裂性能预测

陶永强, 李 晶, 宋月娥

(中国航天科工集团公司 北京空天技术研究所, 北京 100074)

摘 要: 基于 Z-pins 增强陶瓷基复合材料层间 I 型断裂韧性的试验结果、Z-pins 增强机理, 提出了 Z-pins 拔出的单线性软化模型. 重点考虑了 Z-pins 直径范围内拔出位移的不一致性, 在简单双悬臂梁(DCB)理论的基础上, 获得了 Z-pins 增强陶瓷基复合材料层间 I 型开裂性能的分析预测模型, 预测结果与试验结果吻合较好. 在此基础上, 采用预测模型获得了不同 Z-pins 直径、裂纹长度下的裂尖能量释放率, 并与理想弹簧元法进行了比较. 结果表明: 当裂尖靠近 Z-pins 时, 随着 Z-pins 直径增大, 两种方法所得的裂尖能释放率的差异逐渐增大, 但总体来说差异的量级很小; 随着裂纹长度的增加, 裂尖逐渐远离 Z-pins, 两种方法所得的裂尖能释放率的存在较大的差异, 不能忽略 Z-pins 直径范围内拔出位移不一的影响.

关 键 词: 陶瓷基复合材料; 增强机理; 能量释放率; 断裂韧性; 分层

中图分类号: V214.3⁺1; V257

文献标志码: A

Prediction of model I interlaminar fracture performance for Z-pins reinforced ceramic matrix composites

TAO Yong-qiang, LI Jing, SONG Yue-e

(Beijing Aerospace Technology Institute,

China Aerospace Science and Industry Corporation, Beijing 100074, China)

Abstract: Based on the experimental results and toughening mechanism of model I interlaminar fracture toughness for Z-pins reinforced ceramic matrix composites, a simple pull-out model of Z-pins was proposed. The inconsistency of pullout displacement in the scale of Z-pins' diameter was considered carefully, prediction model of model I interlaminar fracture performance for Z-pins reinforced ceramic matrix composites was obtained by means of the simple double cantilever beam (DCB) theory, and the predicted results were in good agreement with the experiments. Using this analysis as a foundation, the effect on crack tips' energy release rate with different Z-pins' diameters and crack lengths was studied, and then compared with the method of spring element. Results show that with the increase of diameters, the differences of energy release rate at crack tip gradually increase by two methods, but the difference is relatively small when crack tip is close to Z-pins; however, with the increase of crack lengths, there is a big difference in the two methods' energy release rate at crack tip, the inconsistency of pullout displacement in the scale of Z-pins' diameter can't be ignored.

Key words: ceramic matrix composites; reinforced mechanisms; energy release rate; fracture toughness; delamination

收稿日期:2015-08-19

作者简介:陶永强(1980—),男,高级工程师,博士,主要从事结构设计及强度分析方面的研究.

引用格式:陶永强,李晶,宋月娥. Z-pins 增强陶瓷基复合材料层间 I 型开裂性能预测[J]. 航空动力学报, 2017, 32(5): 1099-1104.
TAO Yongqiang, LI Jing, SONG Yue'e. Prediction of model I interlaminar fracture performance for Z-pins reinforced ceramic matrix composites[J]. Journal of Aerospace Power, 2017, 32(5): 1099-1104.

陶瓷基复合材料不仅具有高比刚度、比强度,耐高温,耐腐蚀等优良性能,而且具有制备工艺较简单,制造成本较低等优点,适合制成薄壳、薄板,作为航空发动机喉衬、航天飞机机身襟翼等^[1].但陶瓷基复合材料也存在固有的弱点,即厚度方向的性能较差,容易发生分层^[2].为了提高陶瓷基复合材料抑制分层的能力,研究人员开展了大量研究,提出了多种解决措施^[3-8].Z-pins法由于工艺简单、成本低,对复合材料面内性能损伤小,不改变连接结构表面完整性而备受关注.

Freitas等^[9]研究表明,层压板内插入少量的Z-pins能将层间I型断裂韧性提高18倍,减少50%的冲击分层.Partridge等^[10-11]研究发现,对于树脂基复合材料层压板,Z-pins的植入提高了层间I型和II型临界能量释放率,并且随着Z-pins面积密度的增加而增加.Zhang等^[12]对厚度为2,4,6 mm碳/环氧T300/914C试样的试验研究表明:Z-pins增强试样的冲击损伤面积较未增强试样减少高达64%.陶永强等^[13-14]分析Z-pins的增强机理,并对Z-pins增强陶瓷基复合材料单搭接接头的裂纹尖端能量释放率进行了数值模拟,发现形成桥连的Z-pins具有一定的抑制开裂能力,Z-pins直径对裂纹尖端能量释放率的影响较大.刘韡等^[15]研究Z-pins增强平纹编织碳/碳化硅(C/SiC)陶瓷基复合材料层间I型断裂韧性的表征和试验方法,并将Z-pins简化为直径等于零的理想弹簧元,预测了Z-pins增强材料的I型断裂韧性.但是实际上Z-pins是有一定直径的,I型开裂过程中,悬臂梁沿开裂界面各点的张开位移是不同的,靠近加载点的位移大,而裂纹尖端处的位移为零.因此Z-pins在增韧的过程中,Z-pins直径范围内各点的拔出位移是不一的,各点所起的增韧作用也不同.特别是,Z-pins直径较大的情况下,直径范围内各点拔出位移的差异更大,可能会出现靠近加载点的部分已完全拔出,而靠近裂尖的部分仍未发生变形,所以不能将Z-pins简单的等效为理想弹簧元.

本文重点研究了Z-pins直径范围内各点拔出位移不对层间I型开裂性能的影响,给出单Z-pins连接情况下层间I型开裂性能的分析预测模型,并与理想弹簧元方法进行了比较,为Z-pins增强陶瓷基复合材料的设计和工艺改进提供分析方法.

1 Z-pins 增韧机理和增韧模型

Z-pins 增韧是一个复杂的过程,受材料性能、

几何形状、Z-pins与复合材料间界面剪切强度等因素的影响.图1为典型Z-pins增强双悬臂梁I型开裂示意.其中 a_0 为裂纹尖端位置, a_1 为Z-pins右侧位置, a_2 为左侧位置, P 为外载.层间I型断裂韧性试验表明^[13-15],Z-pins增韧的整个过程包括脱黏前的弹性变形和脱黏过程中的拔出两个阶段.陶永强等^[13-14]采用非线性弹簧单元模拟了Z-pins的弹性变形和拔出过程,见图2.

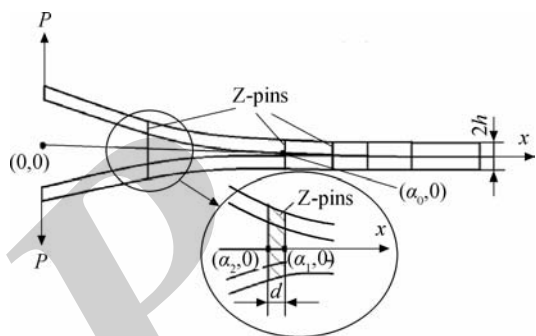


图1 Z-pin增强双悬臂梁(DCB)I型断裂示意
Fig.1 Diagram of Z-pin reinforced DCB specimen
I interlaminar fracture

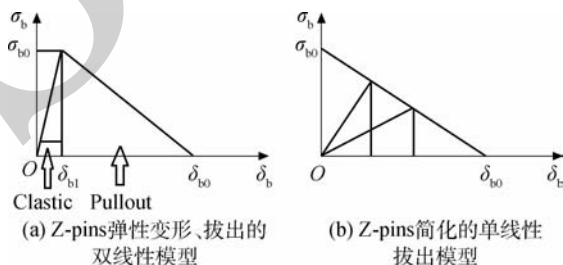


图2 Z-pins 增强模型

Fig.2 Reinforced model of Z-pins

Z-pins 脱黏前的弹性变形量 δ_{b1}

$$\delta_{b1} = \frac{4\pi d \delta_{b0} \tau_1}{\pi d^2 E_0} \delta_{b0} = \frac{4 \delta_{b0}^2 \tau_1}{d E_0} \quad (1)$$

式中 δ_{b0} 为 Z-pins 拔出的最大位移, τ_1 为界面剪切强度, d 为 Z-pins 直径, E_0 为 Z-pins 的轴向模量. 由于 Z-pins 实际上是单纤维沿同一方向排列并沉积 SiC 基体而成的复合材料, 因此可以将 Z-pins 等效为单向增强复合材料, 文献[16]给出了单向增强 C/SiC 复合材料的轴向模量为 193 GPa, 本文 E_0 也取此值.

Z-pins 脱黏拔出过程的最大位移为复合材料板的厚度 ($2h$)

$$\delta_{b0} = 2h \quad (2)$$

将表1相关数据^[13,15]代入式(1)和式(2), 得弹性变形量与拔出最大位移量之比

$$\frac{\delta_{b1}}{\delta_{b0}} = \frac{8h\tau_1}{dE_0} = 1.75\%$$

(3)

可见,Z-pins 的脱黏拔出最大位移量远大于自身的弹性变形量,而脱黏拔出阶段和弹性变形阶段的 Z-pins 轴向峰值应力相同,因此在能量的消耗上,脱黏拔出阶段要远大于弹性变形阶段,见图 2(a)两折线下方覆盖的面积.这样 Z-pins 双线性的弹性变形、拔出模型可以简化为图 2(b)所示的单线性脱黏拔出模型,该模型的位移-应力关系为

$$\sigma_b = \sigma_{b0} \left(1 - \frac{\delta_b}{\delta_{b0}}\right)$$

(4)

式中 σ_b 为脱黏拔出过程中 Z-pins 上的轴向应力; σ_{b0} 为 Z-pins 轴向应力的峰值,其表达式为 $\sigma_{b0} = \frac{4\pi d \cdot \delta_{b0} \cdot \tau_1}{\pi d^2} = \frac{4\tau_1 \delta_{b0}}{d}$; δ_b 为 Z-pins 脱黏拔出过程中的位移量.

表 1 材料参数^[13,15]
Table 1 Material parameters^[13,15]

参数	数值
弹性模量 E/GPa	110
切变模量 G/GPa	35
b/mm	9
d/mm	0.6
Z-pin 最大拔出位移 δ_{b0}/mm	4.7
试验件厚度 $2h/\text{mm}$	4.7
层间剪切强度 τ_1/mm	10.52

2 Z-pin 增强结构 I 型开裂性能
预测模型

本节采用 Z-pins 的单线性拔出模型,来考虑直径范围内各点拔出位移不对 I 型开裂性能的影响.这里将 Z-pins 的桥联载荷均匀的分布到 Z-pins 所在位置,长为 l ,宽为 b 的面积上,该面积上的最大的均布应力(σ'_{b0}),由 Z-pins 处桥联载荷等效得出, $\sigma'_{b0} = \frac{\pi d^2 \sigma_{b0}}{4bd} = \frac{\pi d}{4b} \sigma_{b0}$; 该面积上相应的均布应力 $\sigma'_b = \sigma'_{b0} \left(1 - \frac{\delta_b}{\delta_{b0}}\right)$. 考虑到初始裂纹下结构较大的跨高比,将增强结构的上下面板简化为梁,文献[17]给出了悬臂梁结构剪切变形与弯曲变形之比为 $\frac{3Eh^2}{2G(2a)^2}$,代入表 1 的相关数据,得初始裂纹长度为 19.5 mm 时,剪切变形约占弯曲变形的 1.7%,随着开裂长度的增加,剪切变形所占比例会更小,因此可以忽略梁的剪切

效应.
由简单梁理论可得 Z-pins 增强结构桥联区和非桥联区梁的弯曲变形表达式

$$\begin{cases} EI \frac{d^4 v}{dx^4} = q \\ q = -\frac{F}{d} = -b\sigma'_b \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \frac{d^4 v_1}{dx^4} = -\frac{b\sigma'_b}{EI} & (a_2 \leq x \leq a_1) \\ \frac{d^4 v_2}{dx^4} = 0 & (a_1 \leq x \leq a_0) \end{cases}$$

(5)

式中 v 为梁的挠度; E 为梁的弹性模量; I 为梁的截面惯性矩, q 为悬臂梁上的均布载荷,非 Z-pins 桥联区 $q=0$; $F=\sigma'_b db$ 为 Z-pins 桥联引起的集中力; $x=a_2, x=a_1$ 分别代表 Z-pins 直径的左右两侧, $x=a_0$ 代表裂纹尖端,见图 1.

Z-pins 桥联区,考虑到对称双悬臂梁结构, Z-pins 拔出位移(δ_b)等于 v 的 2 倍,即 $\delta_b=2v$.

将 δ_b 代入式(4)和式(5),式(5)变为

$$\begin{cases} \frac{d^4 v_1}{dx^4} - k_b^4 v_1 = -\frac{b\sigma'_{b0}}{EI} & (a_2 \leq x \leq a_1) \\ \frac{d^4 v_2}{dx^4} = 0 & (a_1 \leq x \leq a_0) \end{cases}$$

$$k_b^2 = \sqrt{\frac{2b\sigma'_{b0}}{EI\delta_{b0}}}, \quad I = \frac{1}{12}bh^3$$

(6)

解式(6)得 Z-pins 桥联区和非桥联区的梁挠度 v_1, v_2

$$\begin{cases} v_1 = A_1 e^{-k_b x} + A_2 e^{k_b x} + A_3 \cos(k_b x) + A_4 \sin(k_b x) + \frac{\delta_{b0}}{2} & (a_2 \leq x \leq a_1) \\ v_2 = B_1 x^3 + B_2 x^2 + B_3 x + B_4 & (a_1 \leq x \leq a_0) \end{cases}$$

(7)

式中 A_1, A_4, B_1, B_4 为依据边界条件确定的积分常数,需要 8 个等式方程来求解.这些等式方程包括:

- 1) 裂纹尖端处梁的转角和位移为零
- $$v_2(x=a_0) = 0, \left. \frac{dv_2}{dx} \right|_{x=a_0} = 0$$
- (8)
- 2) 在 $x=a_2$ 处已知的剪力和弯矩
- $$EI \left. \frac{d^2 v_1}{dx^2} \right|_{x=a_2} = Pa_2, EI \left. \frac{d^3 v_1}{dx^3} \right|_{x=a_2} = P$$
- (9)
- 3) Z-pins 连接区与非连接区界面的变形协调
- $$v_1(x=a_1) = v_2(x=a_1)$$
- (10)
- 4) Z-pins 连接区与非连接区界面处的剪力及弯矩相等

$$\begin{cases} \left. \frac{d^2 v_1}{dx^2} \right|_{x=a_1} = \left. \frac{d^2 v_2}{dx^2} \right|_{x=a_1} \\ \left. \frac{d^3 v_1}{dx^3} \right|_{x=a_1} = \left. \frac{d^3 v_2}{dx^3} \right|_{x=a_1} \end{cases} \quad (11)$$

上述用到了梁转动、弯矩、曲率、剪力之间的变换关系

$$\theta = \frac{dv}{dx}, M = EI \frac{d^2 v}{dx^2}, V = \frac{dM}{dx}, q = \frac{dV}{dx} \quad (12)$$

式中 θ 为转角, M 为弯矩, V 为剪力.

由线性叠加原理, 得加载点处的张开位移

$$\delta(x=0) = \frac{2Pa_2^3}{3EI} + 2v(x=a_2) - 2a_2 \left. \frac{dv}{dx} \right|_{x=a_2} \quad (13)$$

因此试样柔度

$$C = \frac{\delta(x=0)}{P} \quad (14)$$

通过柔度方法得 I 型开裂裂尖的能量释放率 (G_{Ic})

$$G_{Ic} = G_{Ir} - \Gamma_{Z\text{-pins}} \quad (15)$$

式中 $\Gamma_{Z\text{-pins}}$ 为 Z-pins 拔出而耗散的能量释放率; G_{Ir} 为外载 P 引起的能量释放率.

$$G_{Ir} = \frac{P^2}{2b} \cdot \frac{dC}{da_0} \quad (16)$$

文献[10]将胶层黏聚力作用下耗散能量释放率 Γ_c 表示为

$$\Gamma_c = \sigma_{\max} v_{\max} \quad (17)$$

式中 $\sigma_{\max}$ 为胶层黏聚力的峰值应力, $v_{\max}$ 为胶层区最大的张开位移.

针对单 Z-pins 增强的情况, 图 2(b) 中 Z-pins 单线性拔出模型与胶层黏聚力模型相同, 只是在 $a_1 < x < a_0$ 范围内没有 Z-pins 连接, 因此 Z-pins 拔出耗散的能量释放率 $\Gamma_{Z\text{-pin}}$ 可表示为

$$\Gamma_{Z\text{-pins}} = \sigma'_{b0} [v_1(x=a_2) - v_1(x=a_1)] \quad (18)$$

式中 $v_1(x=a_2)$, $v_1(x=a_1)$ 分别为 $x=a_2$ 和 $x=a_1$ 处的梁挠度.

联立式(4)~式(18), 即可求得考虑 Z-pins 直径范围内各点拔出位移不一致下, Z-pins 增强陶瓷基复合材料层间 I 型开裂的裂尖能量释放率. 由于 Z-pins 增强复合材料的层间开裂, 实质为连接层的开裂, 当裂尖能量释放率达到连接层的临界能量释放率时, 裂纹将沿连接层扩展, 因此可以通过式(4)~式(18)获得的裂尖能量释放率与临界能量释放率作比较, 来预测 Z-pins 增强结构的层间 I 型开裂性能.

需要说明的是, 上述仅给出了单 Z-pins 增强情况的 I 型开裂性能预测. 针对多 Z-pins 增强情况, 仍然可以通过上述推导得到, 区别是需要利用多个 Z-pins 连接处与非连接处的变形、力协调条件, 求解未知参数, 进而确定梁各区域的挠度分布, 然后通过式(17)和式(18)计算裂尖能量释放率.

3 模型验证

本节利用刘韩等^[15]获得的试验结果对模型进行验证. 刘韩等^[15]参照 Z-pins 增强树脂基复合材料制件的制备方法, 结合陶瓷基复合材料化学气相沉积制备工艺的特点, 制备了 $d=0.6\text{ mm}$, $s_1=5\text{ mm}$, $b=9\text{ mm}$, $2h=4.7\text{ mm}$, 初始裂纹长度为 19.5 mm 的 Z-pins 增强平纹编织 C/SiC 陶瓷基复合材料层压板, 并通过双悬臂梁对称弯曲试验测定了层间 I 型断裂韧性, Z-pins 分布、加载点处载荷与张开位移曲线见图 3. 从图 3 中可以看出, 载荷在裂纹长度 $x_1=19.5\text{ mm}$ 处出现第 1 次跌落, 该处载荷为 210 N , 此时裂纹未扩展至 Z-pins 增强处, 该处的能量释放率即是连接层的临界能量释放率; 载荷第 2 次跌落在裂纹长度 $x_2=24\text{ mm}$, 此时裂纹穿过了第 1 处 Z-pins, 但未扩展到第 2 处 Z-pins, 即第 2 处 Z-pins 并未对裂尖能量释放率有贡献, 该处载荷为 260 N . 上述裂纹扩展的情况类似于文中第 2 节中的单 Z-pins 增强情况.

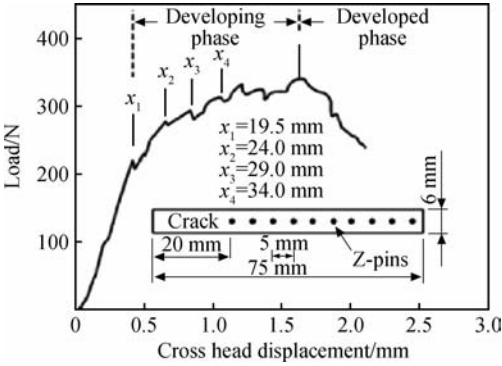


图 3 双悬臂梁的载荷-位移曲线和 Z-pins 分布^[15]
Fig. 3 Load-displacement curve of DCB specimen and Z-pins distribution^[15]

由双悬臂梁公式得, 裂纹未扩展至第 1 处 Z-pins 时, 即 $x_1=19.5\text{ mm}$ 处的裂尖能量释放率

$$G_I = \frac{12P^2 x_1^2}{Eb^2 h^3} \quad (19)$$

当裂纹扩展至 $x_2=24\text{ mm}$ 处时, 裂纹尖端的

能量释放率

$$G_2 = G_{1r} - \Gamma_{Z\text{-pins}} = \frac{P^2}{2b} \cdot \frac{dC}{da_0} \Big|_{a_0=x_2} - \sigma_{b0} [v_1(x=a_2) - v_1(x=a_1)] \quad (20)$$

试验过程中,载荷发生跌落表明裂纹尖端的能量释放率达到了复合材料连接层的临界能量释放率,而复合材料连接层的临界能量释放率可由式(19)得到.令式(19)和式(20)相等,并将表 1 中参数和 P 值代入,即可求得裂纹扩展至 24 mm 处所需施加的外载,经计算外载为 254 N,而试验结果为 260 N,预测结果与试验值吻合较好,因此验证了模型正确性.

4 与理想弹簧元方法的比较

理想弹簧元方法的理论模型与图 1 相同,只是 Z-pins 换为无直径的弹簧元,弹簧元的拉力(F')-位移(Δ)关系,仍然由单线性软化模型得到^[11-12]

$$F' = \pi d \tau_1 (h - \Delta) \quad (21)$$

由材料力学得,在载荷 P 作用下,弹簧元变形 Δ'_1 为

$$\Delta'_1 = \frac{F'K^3}{3EI} - \frac{PK^2}{6EI} (3a_0 - K) \quad (22)$$

此时弹簧元拉力 $F' = \pi d \tau_1 (h - \Delta'_1)$,载荷 P 作用点的挠度 δ_P 可以表示为

$$\frac{\delta_P}{2} = \frac{Pa_0^3}{3EI} - \frac{F'K^2}{6EI} (3a_0 - K) \quad (23)$$

式中 $K = a_0 - a_1 + d/2$.

因此试样柔度为

$$C_P = \frac{\delta_P}{P} \quad (24)$$

载荷 P 引起的裂纹尖端能量释放率为

$$G_{1r,P} = \frac{P^2}{2b} \cdot \frac{dC_P}{da_0} \quad (25)$$

弹簧单元桥联引起的裂纹能量释放率^[18]

$$\Gamma_{spring} = \frac{1}{b} \cdot \frac{d \int_0^{\Delta'_1} F'(\Delta) d\Delta}{d(a_0 - a_1 + \frac{d}{2})} = \frac{1}{b} \cdot \frac{d \int_0^{\Delta'_1} F'(\Delta) d\Delta}{dK} \quad (26)$$

因此裂纹尖端能量释放率 G_{1c} 等于

$$G_{1c} = G_{1r,P} - \Gamma_{spring} \quad (27)$$

本文采用两种方法计算了不同 Z-pins 直径(d)、不同裂纹长度(x)下,裂尖的能量释放率,结果见表 2 和表 3.由表 2 可知,随着直径增大两种

方法的差值逐渐增大,但差值本身的量级很小.由表 3 可知,随着裂纹长度增大,两种方法所得的裂尖能释放率的差异逐渐增大且弹簧元法计算的能量释放率偏小,当裂纹长度达到 38 mm 时,两者差异最大,约占弹簧元方法的 24%.这种较大差异可能是文献[15]中弹簧元方法的载荷预测结果高于试验结果的原因.当裂纹长度达到 42 mm 时,两者的差异仅有 1% 不到,说明该裂纹长度下,Z-pins 已经完全拔出,单 Z-pins 增韧效果能够影响约 22 mm 的距离.

表 2 不同直径两种方法的裂尖能量释放率比较
($P=310\text{ N}, a_2=20\text{ mm}, a_0=25\text{ mm}$)

Table 2 Comparison of energy release rate of two methods at crack tips with different diameters
($P=310\text{ N}, a_2=20\text{ mm}, a_0=25\text{ mm}$)

d/mm	$G_{1c}/(\text{N}/\text{mm})$		差值/ (N/mm)
	第 3 章方法	弹簧元法	
0.4	6.17	6.15	0.02
1.0	5.42	5.37	0.05
4.0	3.57	3.49	0.08

表 3 不同裂纹长度两种方法的裂尖能量释放率比较
($P=310\text{ N}, a_2=20\text{ mm}, d=4\text{ mm}$)

Table 3 Comparison of energy release rate of two methods at crack tips with different crack lengths
($P=310\text{ N}, a_2=20\text{ mm}, d=4\text{ mm}$)

x/mm	$G_{1c}/(\text{N}/\text{mm})$		差值/ (N/mm)
	第 3 章方法	弹簧元法	
36	5.55	4.52	1.03
38	9.38	7.52	1.86
40	16.51	13.93	2.58
42	18.26	18.17	0.09

5 结 论

- 1) Z-pins 的拔出位移量远大于弹性变形量,将 Z-pins 弹性变形、脱黏拔出的双线性模型简化为单线性的拔出模型是合理的.
- 2) 采用 Z-pins 拔出的单线性软化模型和简单梁理论计算了 I 型开裂裂纹尖端能量释放率,进而获得层间 I 型开裂载荷,预测结果与试验吻合较好,验证了模型的正确性,为 Z-pin 增强陶瓷基复合材料的设计和工艺改进提供了分析方法.
- 3) 当裂纹靠近 Z-pins 时,随着 Z-pins 直径增大,两种方法所得的裂尖能释放率的差异逐渐增大,但总体来说差异的量级很小;随着开裂长度的增加,裂纹尖端远离 Z-pins 时,两种方法所得

的裂尖能释放率的存在较大差异,需要考虑 Z-pins 直径范围内各点拔出位移不一的影响。

参考文献:

- [1] Takash I I, Toshio O. Overview of development activities of spaceplane components using NUSK CMC(CMC with continuous SiTi-C-O fiber)[R]. AIAA-2001-1879, 2001.
- [2] 汪清. C/SiC 复合材料连接接头应力与破坏形式数值分析[D]. 西安:西北工业大学, 2005.
WANG Qing. Numerical analysis of stress and failure of C/SiC composites laps[D]. Xi'an: Northwest Polytechnical University, 2005. (in Chinese)
- [3] Cawley J D. Joining of ceramic matrix composites[J]. Journal of American Ceramic Society Bulletin, 1989, 68(9): 1619-1623.
- [4] Abdelnaby S, Marshall T H. Load distribution in two-pinned polymer composites joints[J]. Composite Structure, 1991, 41(6): 553-574.
- [5] Dano M L. Stress and failure analysis of mechanical fastened joints in composite laminates[J]. Composite Structure, 2000, 50(3): 287-296.
- [6] Icten B M, Karakuzu R. Progressive failure analysis of pin-loaded carbon/epoxy woven composite plates[J]. Composite Science Technology, 2002, 62(9): 1259-1271.
- [7] Erdman D L, Weisman Y. The multi-fracture response of crossply ceramic composites[J]. International Journal of Solids and Structure, 1998, 35(36): 5051-5083.
- [8] Nadel I M, Anastassopolus G. Failure mechanisms and damage evolution in cross-ply ceramic-matrix composite[J]. International Journal of Solids and Structure, 1995, 32(3/4): 341-355.
- [9] Freitas G, Magee C, Dardzinski P, et al. Fiber insertion process for improved damage tolerance in aircraft laminates[J]. Journal of Advanced Materials, 1994, 25(4): 36-43.
- [10] Partridge I K, Cartie D D R. Delamination resistant laminates by Z-fiber pinning: I manufacture and fracture performance[J]. Composites, Part A, 2005, 36(1): 55-64.
- [11] Mouritz A P. Review of Z-pinned composite laminates[J]. Composites, Part A, 2007, 38(1): 2383-2397.
- [12] Zhang X, Hounsflow L, Grassi M. Improvement of low-velocity impact and compression after impact performance by Z-fiber pinning[J]. Composite Science and Technology, 2006, 66(15): 2785-2794.
- [13] 陶永强, 矫桂琼. Z-pins 增强陶瓷基复合材料单搭接接头的裂纹尖端能量释放率[J]. 应用力学学报, 2008, 25(2): 347-350.
TAO Yongqiang, JIAO Guiqiong. Strain energy release rate of Z-pins reinforced ceramic matrix composite single lap joint at crack tips[J]. Chinese Journal Applied Mechanics, 2008, 25(2): 347-350. (in Chinese)
- [14] 陶永强, 矫桂琼, 王波, 等. 搭接长度对 Z-pins 增强陶瓷基复合材料接头连接性能的影响[J]. 材料科学与工程学报, 2008, 26(4): 593-598.
TAO Yongqiang, JIAO Guiqiong, WANG Bo, et al. Effect of the overlap length on the connecting performance of the single-lap joint reinforced by Z-pins[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2008, 26(4): 593-598. (in Chinese)
- [15] 刘韩, 矫桂琼. Z-pins 增强 C/SiC 复合材料层间 I 型断裂韧性[J]. 固体力学学报, 2013, 34(5): 466-472.
LIU Wei, JIAO Guiqiong. Model I Interlaminar fracture toughness for Z-pins reinforced C/SiC composites[J]. Chinese of Journal of Solid Mechanics, 2013, 34(5): 466-472. (in Chinese)
- [16] 陶永强, 矫桂琼, 王波, 等. 2D 编织陶瓷基复合材料应力-应变行为的试验研究和模拟[J]. 固体力学学报, 2010, 31(3): 258-268.
TAO Yongqiang, JIAO Guiqiong, WANG Bo, et al. Experimental investigation and numerical simulation of the stress-strain behavior of 2D weave ceramic matrix composite[J]. Chinese of Journal of Solid Mechanics, 2010, 31(3): 258-268. (in Chinese)
- [17] 王泉中, 张齐生, 朱一辛, 等. 考虑剪切变形效应的竹材层合板弯曲变形[J]. 南京林业大学学报(自然科学版), 2001, 25(4): 37-40.
WANG Quanzhong, ZHANG Qisheng, ZHU Yixing, et al. Bending deformation of bamboo laminates with consideration of transverse shear effect[J]. Journal of Nanjing Forestry University(Natural Science Edition), 2001, 25(4): 37-40. (in Chinese)
- [18] Bianchi F, Zhang X. A cohesive zone model for predicting delamination suppression in Z-pinned laminates[J]. Composite Science and Technology, 2011, 71(16): 1898-1907.

(编辑:王碧琚)