

文章编号: 1000-8055(2007)11-1886-07

陶瓷基复合材料单纤维拔出力学分析

张 鸿, 宋迎东

(南京航空航天大学 能源与动力学院, 南京 210016)

摘 要: 建立了考虑界面滑动摩擦的复合材料单纤维拔出力学模型, 得到了包含泊松效应影响的基体轴向应力、纤维轴向应力和界面剪切应力的表达式. 针对 SiC/RBSN 陶瓷基复合材料, 在部分脱粘/滑移和完全粘结情况下, 对纤维、基体、界面的应力分布进行了分析. 计算结果与有限元计算结果相比, 具有较好的一致性. 结果表明: 纤维百分含量的变化能够改变界面发生脱粘/滑移失效点的位置; 界面发生脱粘/滑移后的脱粘扩展比界面完全粘结的脱粘扩展更容易发生; 不考虑热不匹配的影响, 仅通过增加界面摩擦系数不能使应力重分布发生很大变化.

关 键 词: 航空、航天推进系统; 单纤维拔出; 陶瓷基复合材料; 界面; 应力分布

中图分类号: V231.9; TB333

文献标识码: A

Mechanical analysis of single fiber pull-out on ceramic matrix composites

ZHANG Hong, SONG Ying-dong

(College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of
Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: A mechanical model of single fiber pull-out for composites was established if considering the interfacial frictional sliding. The expressions of the matrix axial stress, the fiber axial stress and interfacial shear stress including Poisson's effect were obtained. As for SiC/RBSN ceramic matrix composites, the stress distributions of fiber, matrix and interfaces was analyzed under partial debonding/slipping and full debonding. The calculated results were well consistent with the finite element results, showing that the variable fiber volume fraction could change the failure point of debonding/slipping on the interface. The debonding propagation of interface occurs more easily in partial debonding/slipping than in full debonding. The stress distribution changes little if only the interface friction coefficient is increased without considering fiber/matrix thermal mismatch.

Key words: aerospace propulsion system; single fiber pull-out; ceramic matrix composites; interface; stress distributions

陶瓷基复合材料基体和纤维之间的界面性能是影响其宏观性能的最主要因素之一. 界面粘结强度不但直接影响陶瓷基复合材料的刚度、强度、疲劳和抗冲击等特性, 而且也决定了裂纹桥接、裂

纹偏转、界面脱粘等增韧特性. 目前, 对复合材料界面粘结强度的测试方法主要有纤维拔出试验法、纤维压出试验法、碎片法等, 其中, 纤维拔出试验法具有方法简单、对试验环境要求不高、能直接

收稿日期: 2006-10-24; 修订日期: 2007-01-12

基金项目: 航空科学基金资助(05C52013)

作者简介: 张鸿(1978), 男, 山西临汾人, 博士生, 主要从事航空发动机结构强度、陶瓷基复合材料等方面的研究.

测定界面的物理力学性能、可用于脆性基体等特点,是目前研究和测量陶瓷基复合材料界面性能的主要方法之一^[1-3]. 由于纤维拔出试验法并不能完全反映实际复合材料的行为和状态,实验结果往往也表现出很大分散性,因此,很多学者建立了纤维拔出的理论模型对其进行补充和修正. Shaor Yun Fu^[4]建立了单纤维拔出和复合物纤维拔出力学模型,得到了界面剪切应力和轴向应力的计算公式,分析了影响界面应力传递的各种影响因素;刘鹏飞^[5]在 Shaor Yun Fu 的基础上建立了包含基体破裂、界面分离的单纤维拔出和复合物纤维拔出的有限元模型,采用数值方法计算了不同参数的影响;彭细荣等^[6]通过数值模拟的方法分析了纤维拔出实验中实验样本的几何尺寸对界面应力分布和断裂力学性能的影响;张双寅^[7]和 W. Becker^[8]研究了纤维拔出时的能量释放率等.

在纤维拔出过程中,界面脱粘和界面脱粘后的摩擦滑移是界面失效过程中最主要的两个方式,而通过研究界面处的载荷传递和应力分布可以预测界面失效的发生和发展. Shaor Yun Fu 力学模型假设纤维和基体之间的界面完全粘结,因此无法分析界面脱粘/滑移情况下的应力分布;而且由于不考虑泊松效应的影响,界面剪切应力的表达式与界面的物理性能(如缺陷、粗糙度、摩擦系数、压力、等)无关. 很多实验和理论表明,界面的物理性能是影响复合材料宏观性能的关键因素之一^[1,9-10]. 因此,本文在 Shaor Yun Fu 力学模型的基础上建立了考虑界面滑动摩擦的复合材料单纤维拔出力学模型,得到了包含泊松效应影响的基体轴向应力、纤维轴向应力和界面剪切应力的表达式. 并针对 SiC/RBSN 陶瓷基复合材料单纤维拔出实验模型,分析部分脱粘/滑移和完全粘结情况下,纤维埋入长度、纤维百分比、脱粘长度、界面摩擦系数等对应力分布的影响. 理论计算结果并与有限元的计算结果进行了比较,具有较好的一致性,可为陶瓷基复合材料力学试验及宏观性能预测提供一定参考.

1 理论模型

图 1 为界面发生部分脱粘/滑移的单纤维拔出实验模型,在纤维顶端作用载荷 σ ,纤维和基体的半径分别为 r_f 和 r_m ,纤维埋入长度为 L ,部分脱粘/滑移长度为 l . 取纤维轴向为 z 方向,径向为 x 方向. 在脱粘/滑移段($L-l \leq z \leq L$),界面剪切应力为摩擦应力 $\tau_i(z) = \tau_i^f(z)$;在完全粘结段

($0 \leq z \leq L-l$),界面剪切应力为 $\tau_i(z) = \tau_i^b(z)$.

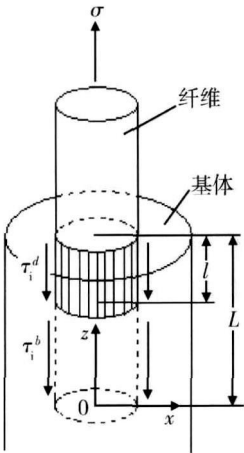


图 1 单纤维拔出实验模型
Fig. 1 Single fiber pull out model

假设纤维和基体在 z 轴方向的位移为 $u_f(x, z)$ 、 $u_m(x, z)$,应力为 $\sigma_f(x, z)$ 、 $\sigma_m(x, z)$. 对于陶瓷基复合材料而言,纤维和基体在失效前基本呈线弹性,考虑泊松效应的影响,根据弹性力学^[11],纤维和基体在 z 轴方向的应变及基体剪切应力可表示为

$$\epsilon_f(x, z) = \frac{du_f(x, z)}{dz} = \frac{1}{E_f} [\sigma_f(x, z) - \nu_f(\sigma^\theta_f(x, z) + \sigma^r_f(x, z))] \quad (1)$$

$$\epsilon_m(x, z) = \frac{du_m(x, z)}{dz} = \frac{1}{E_m} [\sigma_m(x, z) - \nu_m(\sigma^\theta_m(x, z) + \sigma^r_m(x, z))] \quad (2)$$

$$\tau_m(x, z) = G_m \frac{du_m(x, z)}{dx} \quad (3)$$

其中 $\sigma^\theta(x, z)$ 和 $\sigma^r(x, z)$ 分别为周向和径向应力,下标 f 和 m 分别表示纤维和基体,纤维、基体的弹性模量分别为 E_f 、 E_m ,泊松比分别为 ν_f 、 ν_m ; G_m 为基体剪切模量;假设基体为各向同性材料,即 $G_m = E_m/2(1 + \nu_m)$.

设纤维和基体的轴向平均应力为

$$\bar{\sigma}_f(z) = \frac{2}{r_f^2} \int_0^f x \sigma_f(x, z) dx \quad (4)$$

$$\bar{\sigma}_m(z) = \frac{2}{r_m^2 - r_f^2} \int_{r_f}^m x \sigma_m(x, z) dx \quad (5)$$

由图 1,纤维和基体所受轴向应力与拔出载荷 σ 满足力平衡

$$r_f^2 \sigma = r_f^2 \bar{\sigma}_f(z) + (r_m^2 - r_f^2) \bar{\sigma}_m(z) \quad (6)$$

假设纤维内的剪切应力在径向线性分布,即

$$\tau_f(x, z) = \frac{x}{r_f} \tau_i(z) \quad (7)$$

基体的剪切应力具有以下形式^[1]

$$\tau_m(x, z) = \frac{A}{x} + Bx \quad (8)$$

其中 A, B 为常数, 由边界条件: $\tau_m(r_f, z) = \tau_i(z)$, $\tau_m(r_m, z) = 0$, 求得基体的剪切应力为

$$\tau_m(x, z) = \frac{r_f(r_m^2 - x^2)}{x(r_m^2 - r_f^2)} \tau_i(z) \quad (9)$$

根据力平衡, 纤维和基体的轴向平均应力与界面剪切应力满足以下方程

$$\frac{d\bar{\sigma}_f(z)}{dz} = -\frac{2}{r_f} \tau_i(z) \quad (10)$$

$$\frac{d\bar{\sigma}_m(z)}{dz} = \frac{2r_f}{(r_m^2 - r_f^2)} \tau_i(z) \quad (11)$$

(1) 脱粘/滑移段 ($L-l \leq z \leq L$)

假设界面中存在长 l 的脱粘/滑移区, 在此区界面剪切应力 $\tau_i(z)$ 退化为界面摩擦力 $\tau_i^d(z)$, 并符合 Coulomb 摩擦定律

$$\tau_i^d(z) = -\mu[q_i(z) + q^0] \quad (12)$$

其中 μ 为摩擦系数, q^0 为纤维和基体热不匹配而引起的界面压力, $q_i(z)$ 为纤维和基体泊松比不同而引起界面的附加压力。

不考虑热不匹配的影响, Gao^[12] 假设纤维的轴向应力与径向应力相等, 即 $\sigma_f(x, z) = \sigma_r^f(x, z) = q_f(z)$, 并由公式 (4), (5) 及边界条件: $\sigma_m(r_m, z) = 0$, $\sigma_f(r_f, z) = \sigma_m(r_f, z)$, $u_f(r_f, z) = u_m(r_f, z)$ 可求得

$$q_i(z) = A_{11}\bar{\sigma}_f(z) + A_{12}\bar{\sigma}_m(z) \quad (13)$$

式中

$$A_{11} = \frac{E_m \nu_f}{E_m(1-\nu_f) + E_f(1+\nu_m) + \frac{2r_f^2 E_f}{r_m^2 - r_f^2}} - \frac{E_f \nu_m}{E_m(1-\nu_f) + E_f(1+\nu_m) + \frac{2r_f^2 E_f}{r_m^2 - r_f^2}}$$

$$A_{12} = \frac{E_m \nu_f}{E_m(1-\nu_f) + E_f(1+\nu_m) + \frac{2r_f^2 E_f}{r_m^2 - r_f^2}}$$

将公式 (13) 代入 (12), 并由式 (10), (11) 可得脱粘/滑移段纤维平均应力分布的控制方程

$$\frac{d\bar{\sigma}_f(z)}{dz} - A_{13} \frac{d\bar{\sigma}_m(z)}{dz} = 0 \quad (14)$$

$$\text{其中 } A_{13} = \frac{2\mu}{r_f} \left[A_{11} - A_{12} \frac{r_f^2}{r_m^2 - r_f^2} \right]$$

代入边界条件 $\bar{\sigma}_f(L) = \sigma$, $\bar{\sigma}_m(0) = 0$ 求解方程 (14)

$$\bar{\sigma}_m(z) = \frac{e^{A_{13}z} - 1}{e^{A_{13}L} - 1} \sigma \quad (15)$$

由公式 (10), (11), 并代入边界条件 $\bar{\sigma}_m(L) = 0$, 可得基体轴向平均应力和界面剪切应力

$$\bar{\sigma}_m(z) = \frac{r_f^2(e^{A_{13}L} - e^{A_{13}z})}{(r_m^2 - r_f^2)(e^{A_{13}L} - 1)} \sigma \quad (16)$$

$$\tau_i^d(z) = -\frac{r_f A_{13} e^{A_{13}z}}{2(e^{A_{13}L} - 1)} \sigma \quad (17)$$

(2) 完全粘结段 ($0 \leq z \leq L-l$)

界面完全粘结段公式的推导过程与 Shao-Yun Fu 相同. 纤维和基体的剪切应力与界面剪切应力满足公式 (7), (9), 将公式 (9) 代入公式 (3), 对 $u_m(x, z)$ 首先在 x 方向积分, 然后在 z 方向积分求导, 根据公式 (1), (2), (5) 及假设 $\bar{q} = \bar{q} = q_i(z)$, 可得基体平均应力分布

$$\bar{\sigma}_m(z) = \sigma_m(r_f, z) + A_{15} \frac{d\tau_i(z)}{dz} \quad (18)$$

其中:

$$A_{15} = \frac{E_m r_f \left[4r_m^4 \ln \frac{r_m}{r_f} - 3r_m^4 - r_f^4 + 4r_m^2 r_f^2 \right]}{4G_m(r_m^2 - r_f^2)^2}$$

纤维轴向应力与界面剪切应力满足公式 (10), 由于界面粘结完好, 因此纤维和基体在界面处的轴向位移连续, 即满足边界条件 $u_f(r_f, z) = u_m(r_f, z)$. 由于陶瓷纤维一般很细, 忽略径向的影响, 假设 $\sigma_f(r_f, z) = \bar{\sigma}_f(z)$. 将以上假设代入弹性力学公式, 并由公式 (6), (18) 可得完全粘结段纤维平均应力分布的控制方程

$$\frac{d\bar{\sigma}_f(z)}{dz^2} - A_{16}\bar{\sigma}_f(z) + A_{17}\sigma = 0 \quad (19)$$

其中

$$A_{16} = \frac{2E_m}{r_f A_{15}} \left[2 \left(\frac{\nu_f}{E_f} + \frac{\nu_m}{E_m} \frac{r_f^2}{r_m^2 - r_f^2} \right) \times \left(\frac{A_{12} r_f^2}{r_m^2 - r_f^2} - A_{11} \right) + \frac{1}{E_m} \frac{r_f^2}{r_m^2 - r_f^2} + \frac{1}{E_f} \right]$$

$$A_{17} = \frac{2E_m r_f}{A_{15}(r_m^2 - r_f^2)} \left[2A_{12} \left(\frac{\nu_f}{E_f} + \frac{\nu_m}{E_m} \frac{r_f^2}{r_m^2 - r_f^2} \right) + \frac{1}{E_m} \right]$$

方程 (19) 解的表达式为

$$\bar{\sigma}_f(z) = \frac{A_{17}}{A_{16}} \sigma + A_{18} \sinh(\sqrt{A_{16}}z) + A_{19} \cosh(\sqrt{A_{16}}z) \quad (20)$$

其中 A_{18} 和 A_{19} 为常数. 将边界条件 $\bar{\sigma}_f(0) = 0$ 代入上式可求得 $A_{19} = -A_{17} \sigma / A_{16}$.

在 $z = L-l$ 处, 脱粘/滑移段与完全粘结段纤维轴向应力连续, 即公式 (15) 与 (19) 相等, 可求得 A_{18}

$$A_{18} = \frac{e^{A_{16}(L-l)} - 1}{\sinh(\sqrt{A_{16}}(L-l))} \left[\frac{A_{17}}{A_{16}} + \frac{A_{17}}{A_{16}} \cosh(\sqrt{A_{16}}(L-l)) \right] \sigma$$

根据力平衡方程 (6) 可得完全粘结段基体的轴向平均应力

$$\bar{\sigma}_m(z) = \frac{r_f^2 \sigma - r_f^2 \bar{\sigma}_f(z)}{r_m^2 - r_f^2} \quad (21)$$

再由公式 (10) 得完全粘结段界面剪应力

$$\tau_i(z) = -\frac{r_f}{2} \sqrt{A_{16}} \left(A_{18} \cosh(\sqrt{A_{16}}z) + A_{19} \sinh(\sqrt{A_{16}}z) \right) \quad (22)$$

在界面完全粘结段, 基体轴向应力、纤维轴向应力和界面剪切应力的表达形式与 Shaoyun Fu 相同, 但 Shaoyun Fu 并未考虑泊松比的影响, 而本文中的常数 A_{16} , A_{17} , A_{18} , A_{19} 中都含有纤维和基体的泊松比 ν_f 和 ν_m 。

2 计算结果与讨论

2.1 材料常数与有限元模型

本文针对 SiC/RBSN 陶瓷基复合材料, 研究在单纤维拔出过程中, 纤维、基体和界面的应力分布及载荷传递情况。取纤维的弹性模量 $E_f = 390$ GPa, 泊松比 $\mu_f = 0.17$, 基体的弹性模量 $E_m = 150$ GPa, 泊松比 $\mu_m = 0.22$, 纤维的半径取 $71\text{ }\mu\text{m}^{[13]}$ 。假设纤维和基体都为各向同性材料。由于单纤维拔出模型为轴对称结构, 因此, 可采用图 2 所示的有限元模型进行计算。图中, 基体总长取纤维埋入长度的两倍, 纤维自由端长度与纤维埋入长度相等。如果界面出现脱粘/滑移, 假设界面脱粘/滑移首先出现在纤维埋入端的入口处, 并沿纤维表面向材料内部扩展。在有限元计算中, $\bar{\sigma}_f(z)$, $\bar{\sigma}_m(z)$ 取横截面上节点的平均值, $\tau_i(z)$ 取界面上节点的值。为使计算结果具有可比性, 计算中假设载荷 σ 为常数。

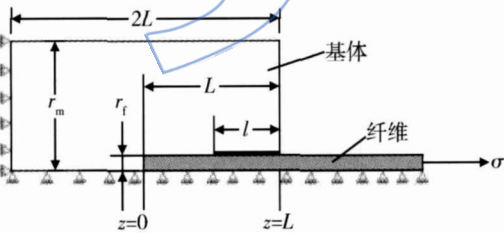


图 2 有限元模型
Fig. 2 FEM model

2.2 完全粘结情况($l = 0$)

(1) 纤维埋入长度的影响

陶瓷基复合材料的基体和纤维都为脆性材料, 在单纤维拔出试验中, 如果纤维埋入长度过长, 会使纤维发生断裂而不是拔出。因此, 纤维埋入长度是决定单纤维拔出试验成功与否的关键因素之一。图 3(a), (b), (c) 分别为在完全粘结情况下, 纤维百分含量 $v_f = 0.1$ 时, 由公式计算得到的纤维轴向应力 $\bar{\sigma}_f(z)$ 、基体轴向应力 $\bar{\sigma}_m(z)$ 和界面

剪切应力 $\tau_i^b(z)$ (为方便说明, 以下计算全部取正值) 随纤维埋入长度 L 的变化曲线。由图 3(a) 可知, 纤维轴向应力 $\bar{\sigma}_f(z)/\sigma$ 随 z/L 单调增加, 在载荷端 ($z = 1$) 达到最大值 σ , 在约束端 ($z = 0$) 达到最小值。当纤维埋入长度较小 ($L/r_f \leq 3$) 时, 纤维轴向应力呈准线性增加; 当纤维埋入长度较大 ($L/r_f \geq 20$) 时, 纤维中段的纤维轴向应力逐渐趋于平稳, 其值接近于常数。随纤维埋入长度的增加, 纤维轴向应力在载荷端和约束端逐渐出现应力集中并随纤维埋入长度的增加而趋于严重。由力平衡方程(6), 基体的轴向应力分布趋势与纤维的轴向的应力分布相反, 在载荷端取最小值 0, 在约束端取最大值 $r_f^2/(r_m^2 - r_f^2)$ (图 3(b))。

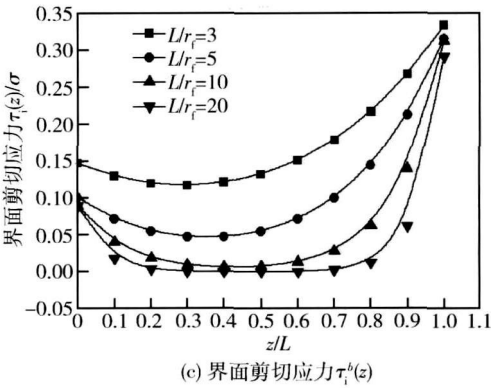
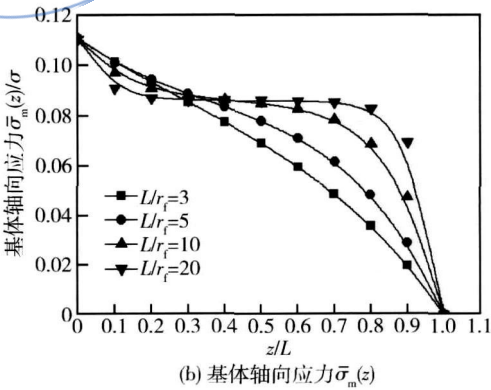
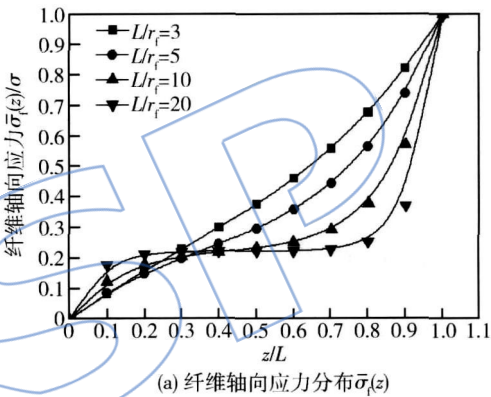


图 3 纤维埋入长度的影响

Fig. 3 Effect of the embedded length in fully bonding

界面剪切应力 $\tau(z)/\sigma$ 与纤维轴向应力分布类似, 随着纤维埋入长度的增加, 界面剪应力在载荷端和约束端也出现应力集中现象. 由于载荷端的应力值大于约束端, 因此, 界面的脱粘/滑移将首先出现在载荷端; 当 $L/r_f \geq 20$ 时, 约束端的应力集中不能忽视, 约束端也可能是界面发生脱粘/滑移的一失效点.

图 4(a) (b) 为本文计算结果与有限元计算结果比较, 图中纤维埋入长度分别取 $L/r_f = 3$ 和 $L/r_f = 20$. 由图可知, 在大部分纤维段, 本文计算结果与有限元计算结果基本一致. 只有在约束端和载荷端由于存在应力集中, 两种计算结果才表现出较大差异.

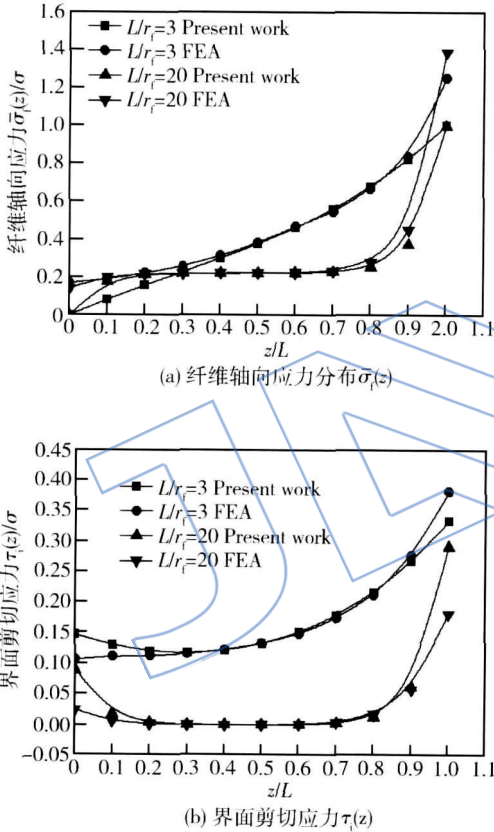


图 4 理论计算结果与有限元计算结果比较
Fig. 4 Comparison between the present work and FEA

(2) 纤维百分含量的影响

在研究纤维百分含量的影响时取 $L/r_f = 10$ 进行研究. 图 5(a) (b) (c) 分别为在完全粘结情况下, 纤维百分含量 $v_f = 0.01, 0.05, 0.1, 0.2, 0.3$ 时, 纤维轴向应力 $\bar{\sigma}_f(z)$ 、基体轴向应力 $\bar{\sigma}_m(z)$ 和界面剪切应力 $\tau_f(z)$ 在纤维轴向的应力分布. 由图 5(a) 和图 5(b) 可知, 纤维轴向应力 $\bar{\sigma}_f(z)/\sigma$ 和基体的轴向应力 $\bar{\sigma}_m(z)/\sigma$ 都随着纤维百分含量的增加而增加. 这是因为, 纤维百分含量的增加意味着

纤维要承受更多的载荷; 由公式(21)可知, 纤维百分含量的增加也可认为在纤维半径 r_f 不变的情况下, 基体半径 r_m 的减少, 因此, 随着纤维百分含量的增加基体和纤维的轴向应力都增加. 图 5(a) (b) 也表明, 当纤维百分含量越大, 纤维中段纤维和基体轴向应力逐渐趋于平稳而两端出现应力集中现象. 对于基体轴向应力, 当纤维百分含量比较小时($r_f \approx 0$), 由公式(6) $r_f^2(\sigma - \bar{\sigma}(z)) \approx 0$, 即 $\bar{\sigma}_m(z) \approx 0$.

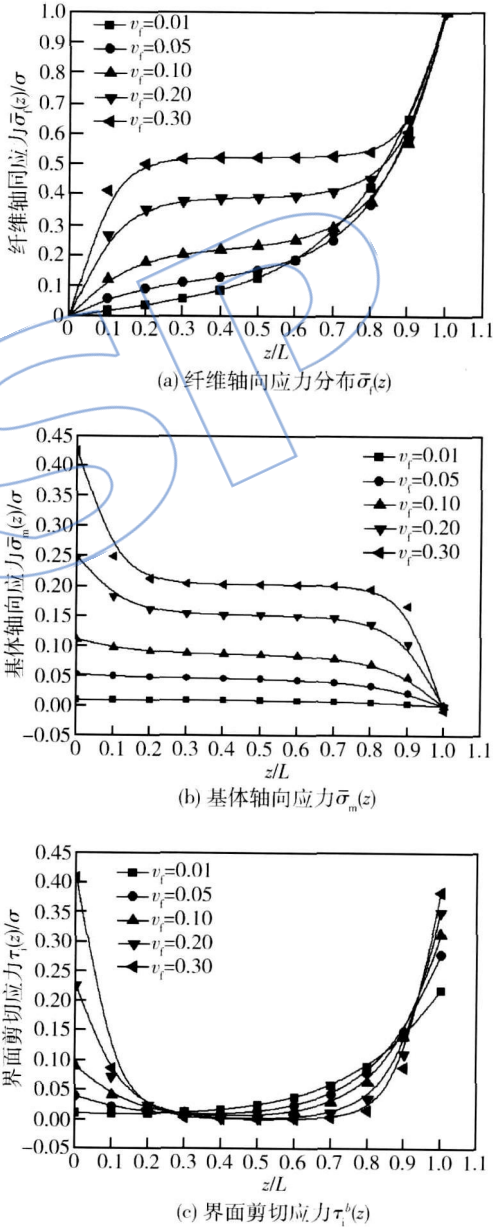


图 5 纤维百分含量的影响
Fig. 5 Effect of the fiber volume fraction in fully bonding

由图 5(c) 可知, 约束端的界面剪切应力 $\tau_f(z)/\sigma$ 随纤维百分含量的增加而大幅增加, 当 v_f

≥ 3 时,约束端的界面剪切应力大于载荷端的界面剪切应力,即界面初始脱粘/滑移的位置将发生改变,将首先出现在约束端而不是载荷端.因此,在单纤维拔出试验中,纤维百分含量的改变不仅仅影响载荷的传递和应力的分布,而且也决定界面初始脱粘/滑移的位置.

2.3 部分脱粘/滑移情况($l \neq 0$)

(1)脱粘长度的影响

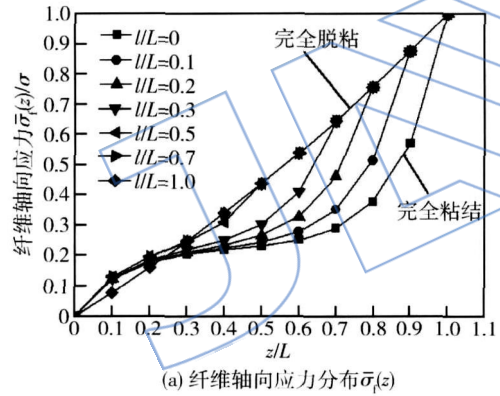
界面脱粘/滑移后,会使纤维、基体、界面的载荷传递发生变化,从而引起应力重分布.而脱粘/滑移长度从另一方面能够反映材料中载荷的传递及应力的分布.取纤维埋入长度 $L/r_f = 10$, 纤维百分含量 $v_f = 0.1$, 界面摩擦系数取 $\mu = 0.5$ 进行计算,并取脱粘/滑移长度与纤维埋入长度的比值 l/L 作为衡量界面脱粘的程度.图 6(a)(b) 分别为纤维轴向应力 $\bar{\sigma}(z)$ 和界面剪切应力 $\tau(z)$ 随纤维脱粘/滑移长度的变化曲线.由图可知,由于摩擦系数比较小,在界面脱粘之后,约束端和载荷端的界面剪切应力都大幅度减少(图 6(b)),即纤维向基体传递的载荷减少,纤维自身所承受的载荷增

加(图 6(a)).脱粘之后纤维轴向应力 $\bar{\sigma}(z)/\sigma_f$ 服从公式(15)分布,为一准直线;完全脱粘/滑移后的界面剪切应力退化为界面摩擦应力,由公式(17)可得其值为 $r_f A_{13} e^{A_{13} L} / 2(e^{A_{13} L} - 1)$,即完全脱粘/滑移后的界面剪切应力与纤维位置无关,只与摩擦系数相关.

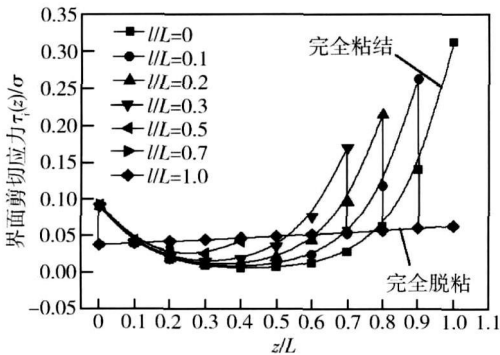
图 6(b) 也表明,界面发生脱粘/滑移后,脱粘/滑移长度越长,界面脱粘尖端所能承受的载荷越低,即界面发生脱粘/滑移后的脱粘扩展比界面完全粘结的脱粘扩展更容易发生.

(2)界面摩擦系数的影响

图 7(a), (b) 分析了不同界面摩擦系数的脱粘/滑移界面对应力分布的影响.计算中取纤维埋入长度 $L/r_f = 10$, 纤维百分含量 $v_f = 0.1$, 纤维脱粘/滑移长度为埋入纤维长度的一半.由于本文在公式推导中考虑了界面的附加压力 $q_i(z)$ 对界面完全粘结段的影响,因此在图 7(a), 界面摩擦力不仅仅影响脱粘区的应力分布,也影响粘结区的应力分布.由图 6(b) 可知,除了脱粘尖端,界面摩擦系数的变化能够改变纤维和界面所承受载荷的大小,但变化幅度不大.



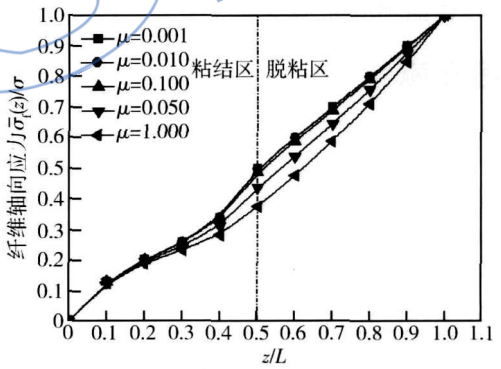
(a) 纤维轴向应力分布 $\bar{\sigma}_f(z)$



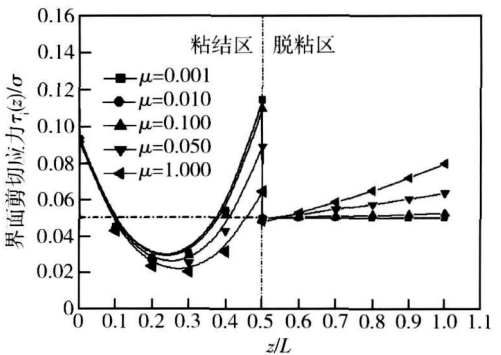
(b) 界面剪切应力 $\tau_f^b(z)$

图 6 脱粘长度的影响

Fig. 6 Effect of the debonded length in partial bonding/slipping



(a) 纤维轴向应力分布 $\bar{\sigma}_f(z)$



(b) 界面剪切应力 $\tau_f^b(z)$

图 7 界面摩擦系数的影响

Fig. 7 Effect of the friction coefficient in partial bonding/slipping

图 7(b)也表明,在摩擦系数比较小时,界面摩擦应力趋于常数.这是因为在公式(15),(17)中,当 $\mu \rightarrow 0$ 时, $A_{13} \rightarrow 0$,即

$$\lim_{A_{13} \rightarrow 0} \frac{A_{13} e^{A_{13} z}}{e^{A_{13} L} - 1} = \frac{1}{L}$$

取 $L/r_f=10$ 时, $\tau(z)/\sigma \rightarrow 0.05$.

3 结 论

分析结果表明:

(1)对于长纤维($L/r_f \geq 20$)增强的 SiC/ RB-SN 复合材料,除了载荷端外,约束端也是发生脱粘/滑移的一失效点;当纤维百分含量 $v_f \geq 0.3$ 时,界面初始脱粘/滑移的位置将发生改变,将首先出现在约束端而不是载荷端.

(2)界面发生脱粘/滑移后的脱粘扩展比界面完全粘结的脱粘扩展更容易发生.

(3)如果不考虑纤维和基体热不匹配而引起的界面压力,增加界面摩擦系数,能够改变载荷的传递,但载荷变化的幅度不大.

(4)部分理论计算与有限元计算结果比较,具有较好的一致性,因此可为陶瓷基复合材料力学试验和性能预测提供一定参考.

参考文献:

[1] Brandstetter J, Kromp K, Peterlik H, et al. Effect of surface roughness on friction in fibre bundle pull-out tests[J]. Composites Science and Technology, 2005, 65(6): 981-988.

[2] Sakaia M, Matsuyama R, Miyajima T. The pull-out and failure of a fiber bundle in a carbon fiber reinforced carbon matrix composite[J]. Carbon, 2000, 38: 2123-2131.

[3] Yuko Furukawa, Hiroshi, Hatta, Yasuo Kogo. Interfacial shear strength of C/C composites[J]. Carbon, 2003, 31(9):

1819-1826.

[4] FU S Y, YUE C Y, HU X, et al. Analyses of the micromechanics of stress transfer in single and multi-fiber pull-out tests[J]. Composites Science and Technology, 2000, 60: 569-579.

[5] 刘鹏飞, 郭乙木, 陶伟明. 单纤维 VS 复合物纤维应力传递[J]. 材料科学与工程学报, 2003, 21(6): 781-784.

LIU Pengfei, GUO Yimu, TAO Weiming. Stress transfer of single fiber vs multi-fiber[J]. Journal of Materials Science and Engineering, 2003, 21(6): 781-784.

[6] 彭细荣, 杨庆生. 纤维拔出实验的样本尺寸效应[J]. 复合材料学报, 2002, 19(5): 84-89.

PENG Xirong, YANG Qingsheng. Effect of specimen size for fiber pull-out test[J]. Acta Materialia Composita Sinica, 2002, 19(5): 84-89.

[7] 张双寅. 纤维/基体界面裂纹扩展能[J]. 力学与实践, 1996, 18(2): 49-51.

ZHANG Shuangyin. Crack growth energy of the fiber/matrix interface. Mechanics and practice, 1996, 18(2): 49-51.

[8] Becker T W, Lauke B. Finite element calculation of energy release rate for single fibre pull-out test[J]. Computational Materials Science, 1996, 5: 1-11.

[9] Mackin T J, Warren P D, Evans A G. Effects of fiber roughness on interface sliding in composites. Acta Metall Mater [J]. 1992, 40: 1251-1257.

[10] Chai Y S, Mai Y W. New analysis on the fiber push-out problem with interface roughness and thermal residual stresses[J]. Journal of Materials Science, 2001, 36: 2095-2104.

[11] 徐芝纶. 弹性力学简明教程[M]. 北京: 高等教育出版社, 1983.

[12] Gao Y C, Mai Y W, Cottrell B. Fracture of brae reinforced materials[J]. ZAMP, 1988, 39: 550-572.

[13] Bhatt, Ramakrishna T. Properties of silicon carbide fiber reinforced silicon nitride matrix composites [R], NASA-TM-101356, 1988.