

# 挤压铸造短纤维增强金属基 复合材料浸渗过程分析\*

The Analysis of Infiltration Process of Short Fiber  
Reinforced Metal Matrix Composites by Squeeze Cast

储双杰 吴人洁 (上海交通大学复合材料研究所)

Chu Shuangjie Wu Renjie

(Institute of Composites Materials, Shanghai Jiao Tong University)

[摘要] 在分析挤压铸造金属基复合材料浸渗条件的基础上,建立了液态金属在短纤维预制件中的浸渗和压力分布模型,计算结果表明:

(1) 当外加压力不足以使短纤维预制件产生变形之前,其浸渗距离和浸渗前端的压力分别为:

$$X_f = \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt \text{ 和 } P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt - \frac{4V_{f0} \cos}{d_f (1-V_{f0})}$$

(2) 当外加压力使短纤维预制件产生变形之后,其浸渗距离和浸渗前端的压力分别为:

$$X_f = \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1-F)}{K (1-V_f)} dt \text{ 和 } P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1-F)}{K (1-V_f)} dt - \frac{4V_f \cos}{d_f (1-V_f)}$$

关键词 挤压铸造 短纤维 金属基复合材料 压力浸渗

[Abstract] In the paper, author analyzed carefully the infiltration condition of casting metal matrix composites, then established the model of infiltration and pressure distribution among short fibers filled by liquid metal, the calculation result showed:

(1) before compressive deformation of short fibers preform by applied pressure, the infiltration distance and the pressure distribution of molten metal in the infiltrated area are given by:

$$X_f = \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt \text{ and } P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt - \frac{4V_{f0} \cos}{d_f (1-V_{f0})}$$

(2) after compressive deformation of short fibers preform by applied pressure, the infiltration distance and the pressure distribution of molten metal in the infiltrated area are given by:

$$X_f = \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1-F)}{K (1-V_f)} dt; P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1-F)}{K (1-V_f)} dt - \frac{4V_f \cos}{d_f (1-V_f)}$$

Keywords squeeze cast short fiber metal matrix composites pressure infiltration

## 1 引言

陶瓷短纤维增强金属基复合材料具有优异的力学性能,特别是高温力学性能。目前有许多方法用于制造

短纤维增强金属基复合材料<sup>[1,2]</sup>。大部分商用金属基复合材料制品是由被称为挤压铸造的液相浸渗工艺所生产,在液相浸渗过程中,很高的压力被直接施加于熔化的金属表面,以使液态金属浸入短纤维预制件之中。这种工艺的特点是其不仅能生产高质量的复合材料制品,而且可以有效制造形状复杂的部件。

挤压铸造过程中,有许多因素,象预制件的预热温

\* 国家自然科学基金、国家教委博士点基金与金属基复合材料国家重点实验室开放课题联合资助项目

度、熔化金属的浇注温度、流体流动速度、预制件中纤维体积分数、纤维的排列方式和纤维的直径都将影响熔化金属在预制件中的浸渗<sup>[3]</sup>,有时浸渗过程中还将发生预制件的压缩变形,纤维直径愈小,变形愈大。国内外很多学者从理论和实验角度,对压力浸渗机制进行了研究,然而,研究结果与大多数实验结果不相符合,特别是在预制件发生变形的情况下,因此进一步开展这方面的研究工作无疑将为完善金属基复合材料的压力浸渗理论作出贡献。

## 2 挤压浸渗条件的分析

短纤维预制件被液态金属浸渗过程既不同于颗粒预制件,也不同于长纤维预制件,这是由于短纤维自身长度因素所决定的。因为熔化的铝合金浸渗短纤维预制件通道的横截面不是圆形的,由下式可计算出 Reynolds Number<sup>[4]</sup>:

$$Re = u_{dc} /$$

$$d_c = 2R (1 - V_f) / V_f$$

式中  $d_c$  是非圆柱通道的当量直径,  $\eta$  是动力学粘度,  $u$  是液态金属流动速度,  $V_f$  是预制件中短纤维的体积分数,  $R$  是纤维半径。

实验过程中<sup>[5]</sup>,对于铝合金  $u = 1 \times 10^{-2} \text{ m/s}$ ,  $R = 8 \times 10^{-7} \text{ m}$ ,  $V_f = 0.2$ ,  $\eta = 4.25 \times 10^{-7} \text{ m/s}$ ,代入  $Re$  计算式可知  $Re = 0.14$ ,由于雷诺数值小于1,因此液态金属在通道中的流动是层流,而 Darcy 定律适合于本实验。

假设液态铝合金是不可压缩的,外加压力和粘滞阻力在液态金属浸渗过程中起主导作用,在动量传输过程中,液态金属的惯性可被忽略,这时将 Darcy 定律和速度连续方程应用到液态金属的浸渗,即

$$\frac{P}{X} = - \frac{u}{K} \quad (1)$$

$$\frac{u}{X} = 0 \quad (2)$$

式中  $u$  是单位时间内预制件单位横截面上流体流动的体积,  $P$  是压力,  $\eta$  是粘度,  $X$  是距离预制件顶端表面的距离,  $K$  是渗透率。为了进一步简化浸渗过程,再作如下假设: (1) 施加于预制件顶端的压力从0开始; (2) 作用于未浸渗区的压力等于施加于预制件顶端的压力; (3) 当外加压力达到预制件的抗压强度时,预制件不发生压缩变形,当外加压力超过预制件的抗压强度时,预制件开始变形; (4) 预制件中已被浸渗的区域,不发生进一步变形; (5) 充填过程中,由于模具的激冷作用,将不致于在预制件表面形成完整的“纯金属壳”,

同时空气的反压被忽略; (6) 当液态金属进入预制件与短纤维接触后,二者之间的热交换立即发生; (7) 预制件的厚度是无限大的。

有许多关于介绍纤维介质中渗透率的理论等式, Langmuir 等<sup>[6]</sup>推导出了流体流动方向平行于纤维排列方向的渗透率如等式 (3), Happel<sup>[6]</sup>导出了流体流动方向垂直于纤维排列方向的渗透率(4)式,因为短纤维在预制件中随机分布,因而可取上述两者的平均值作为随机分布短纤维的渗透率。

$$\frac{K}{R^2} = \frac{1}{4V_f} (-\ln V_f - \frac{3}{2} + 2V_f - \frac{V_f^2}{2}) \quad (3)$$

$$\frac{K}{R^2} = \frac{1}{8V_f} (-\ln V_f + \frac{V_f^2 - 1}{V_f + 1}) \quad (4)$$

实验表明<sup>[5]</sup>:对于体积百分数为20%短纤维的预制件,当外加压力超过5MPa时,开始发生变形。

另一方面,在液态金属和短纤维间的热交换关系式如下:

$$V_f C_f (T_m - T_f) = (1 - V_f) \rho_m F H \quad (5)$$

式中  $T_f$ ,  $T_m$  分别是预制件和液态金属的起始温度,  $\rho_f$  和  $\rho_m$  是纤维和液态金属的密度,  $C_f$  是纤维的比热,  $H$  是液态金属的熔化潜热,  $V_f$  是预制件中纤维体积分数,  $F$  是固相体积分数,并可按下式计算:

$$F = \frac{V_f}{1 - V_f} \frac{\rho_f C_f (T_m - T_f)}{\rho_m H} \quad (6)$$

随着固相的形成,对于同样数量的短纤维其体积百分数增加,纤维的近似体积分数如下:

$$V_f = V_{f0} + (1 - V_{f0}) F \quad (7)$$

假设纤维的长度不变,仅仅纤维的半径从  $R_0$  增加到  $R_1$ ,可获得如下等式:

$$R_0^3 L = V_f \quad (8)$$

$$R_1^3 L = V_f \quad (9)$$

联合式 (7)、(8)、(9) 解可得近似半径  $R_1$  为:

$$R_1 = R_0 [1 + \frac{1}{V_f} - 1] F^{1/2} \quad (10)$$

为了计算短纤维与液态金属间相互润湿时的临界压力  $P_c$ ,由 Mortense 等导出的公式可知<sup>[7]</sup>:

$$P_c = - \frac{4V_f \cos \theta}{d_f (1 - V_f)} \quad (11)$$

式中的  $\sigma$  是表面能,  $\theta$  是纤维和液态金属间润湿角,  $d_f$  是纤维的直径,假设  $\sigma = 0.893$ ,  $d_f = 16 \times 10^{-7} \text{ m}$ ,  $V_f = 0.2$ ,计算可知  $P_c = 2.57 \text{ MPa}$ 。当然,预制件开始压缩变

形后,  $P_c$  将由于预制件中体积百分数的增加而增加。

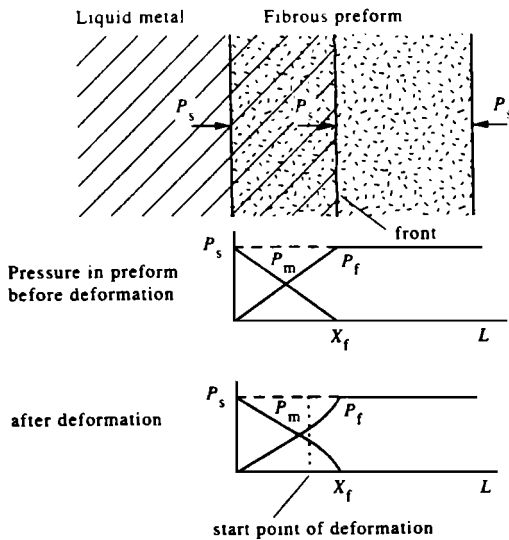


图1 液态金属在短纤维预制件中的浸渗原理图

Fig. 1 Schematic description of the infiltration of molten metal in the preform

### 3 浸渗机制

图1描述了液态金属在短纤维预制件中的浸渗和压力分布, 不考虑浸渗开始所需的临界压力, 在预制件开始变形之前, 按照 Darcy 定律, 在某一时间, 从预制件表面到浸渗前沿, 在预制件中的液态金属压力  $P_m$  逐渐减小; 相反, 施加于短纤维的压力  $P_f$  从0线性增加, 同时任何一点两种压力之和总是恒定的值  $P_s$ 。在预制件变形之后, 压力  $P_m$  减小, 压力  $P_f$  增加更快。

为了使计算简单化, 首先忽略临界压力  $P_c$  来讨论浸渗过程, 然后将  $P_c$  加到所导出的公式之中。将等式1积分得:

$$P = -\frac{u}{K_0}X + P_s \quad (12)$$

$P_s$  是预制件顶部压力,  $K_0$  是将 (10) 式计算的  $R_1$  代替 (3)、(4) 式中  $R$  所计算的起始渗透率, 由等式 (12) 可知在某一时间浸渗区域的压力分布。

因为  $uF$  是流动的液态金属 (流速  $u$ ) 在浸渗前沿凝固的固相分数, 浸渗前沿的速率可由下式计算:

$$\frac{dX_f}{dt} = \frac{u(1-F)}{1-V_f} \quad (13)$$

式中的  $X_f$  为浸渗前沿的位置。

将 (13) 式积分, 可知浸渗时间  $t$  和  $X_f$  间的关系如下:

$$X_f = \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt \quad (14)$$

因为在等式  $x = x_f$  时, 等式 (12) 中的  $P$  为0 (如图1), 因此由 (14) 式和 (12) 式可得:

$$P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt \quad (15)$$

将临界压力添加到最终的表达式 (15) 中, 则:

$$P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^t u dt - \frac{4V_{f0} \cos}{d_f (1-V_{f0})} \quad (16)$$

式中  $V_{f0}$  是预制件中纤维的起始体积分数, 等式 (16) 给出了预制件压缩变形之前预制件顶端的压力, 等式 (14) 给出了某一时间浸渗前沿的位置, 在时间  $t$  时刻, 浸渗区域液态金属的压力分布可将 (16) 式求得的  $P_s$  代入 (12) 式可得, 再假设  $x_f = x_1$  和  $t = t_1$  是预件变形开始点, 则可通过 (14) 式计算得出:

$$x_1 = \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^{t_1} u dt \quad (17)$$

将  $t = t_1$  代入等式 (16), 在预制件开始变形时表面压力  $P_{s1}$  如下:

$$P_{s1} = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^{t_1} u dt - \frac{4V_{f0} \cos}{d_f (1-V_{f0})} \quad (18)$$

当预制件顶部的压力超过  $P_{s1}$  时, 预制件开始压缩变形, 其体积分数  $V_f$  随着外加压力变化而变化, 由于渗透率  $K$  是  $V_f$  的函数, 它随着  $P$  的增加而减小, 在预制件开始压缩变形之后, 其顶部压力如下:

$$P_s = P_1 + \frac{u x_1}{K_0} \quad (19)$$

式中的  $P_1$  是在  $x = x_f$  时的压力, 在变形开始之后, 它随着时间变化而变化, 将等式 (1) 从  $x_1$  到  $x_f$  积分可得:

$$P - P_1 = -u \int_{x_1}^{x_f} \frac{1}{K} dx \quad (20)$$

式中  $P$  在  $x = x_f$  时总是0, 将  $K$  除以等式 (13) 两边, 并从  $x_1$  到  $x_f$  积分可得:

$$\int_{x_1}^{x_f} \frac{1}{K} dx = \int_{t_1}^t \frac{u(1-F)}{K(1-V_f)} dt \quad (21)$$

将等式 (21) 代入 (20) 式可得:

$$P_1 = u \int_{t_1}^t \frac{u(1-F)}{K(1-V_f)} dt \quad (22)$$

再将等式 (17) 和 (22) 代入 (19) 式可以得到  $P_s$  的关系式。然而临界压力  $P_c$  由于润湿性问题在浸渗前沿总是存在, 所以将  $P_c$  添加到等式 (19) 中, 预制件顶端实际压力如下:

$$P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1-F}{1-V_f} \int_0^{t_1} u dt + u \int_{t_1}^t \frac{u(1-F)}{K(1-V_f)} dt$$

(下转第17页)

## 7 结论

本文通过对短碳纤维增强聚醚醚酮复合材料的实验结果的再分析, 可以初步得出如下结论:

(1) 短碳纤维增强的聚醚醚酮复合材料的疲劳寿命服从对数正态分布。

(2) 其疲劳实验结果可以很好地用新的应力疲劳公式拟合, 并得出其应力疲劳公式如式 (1) 所示。

(3) 式 (1) 和 Miner 定则可用于其两级变幅载荷下疲劳寿命和累积疲劳损伤度的预测, 预测结果与实验结果的平均值及对数平均值符合很好。

(4) 本文提出了在无法得出其 P-S-N 曲线及表达式的情况下, 在两级载荷下疲劳实验所得到的累积疲劳损伤度的概率分布区间估计。预测结果表明, 短碳纤维增强的聚醚醚酮复合材料两级载荷下的累积疲劳损伤度服从对数正态分布。实验结果亦近似地服从对数正态分布, 且分布在预测结果附近。

\* \* \* \* \*

(上接第12页)

$$- \frac{4V_f \cos}{d_f (1 - V_f)} \quad (23)$$

当预制件开始变形时, 随着  $V_f$  增加致使  $P_c$  增加, 再从 0 到  $t$  将等式 (13) 积分可得  $x_f$ :

$$x_f = \frac{1 - F}{1 - V_f} \int_0^{t_1} u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1 - F)}{K (1 - V_f)} dt \quad (24)$$

在等式 (23) 和 (24) 中, 当预制件开始变形后,  $K$ 、 $V_f$ 、 $V_f$  和  $F$  均随着时间而变化, 这些变量作为表面压力  $P_s$  的函数, 这使得 (24) 式的函数关系过于复杂, 只有利用计算机, 将设定参量代入 (24) 式积分后才可以求得数值解。但定性分析 (24) 式可知, 浸渗距离  $x_f$  随着浸渗时间的增加而增加。

## 4 结论

(1) 分析了挤压铸造短纤维增强金属基复合材料的浸渗条件, 建立了液态金属在短纤维预制件中的浸渗和压力分布模型。

(2) 分别计算了外加压力使短纤维预制件发生变形和未变形两种情况下的浸渗距离和浸渗前端的压力。当外加压力不足以使预制件产生变形之前, 其浸渗距离和浸渗前端的压力分别为:

## 参考文献

- 1 Hull D. An Introduction to Composite Material. Cambridge University Press, 1981
- 2 Noguchi H, Kim Y H and Nisitani H. Engng Fract Mech, 1995, 46 (3): 457
- 3 Dickson R F, Jones C J, Harris B et al. J Mat Sci, 1985, 20: 60
- 4 Friedrich K, Walter R, Voss H et al. Composites, 1986, 17: 205
- 5 Nisitani H, Noguchi H and Kim Y H. Engng Fract Mech, 1993, 45 (4): 497
- 6 Nisitani H, Noguchi H and Kim Y H. Engng Fract Mech, 1992, 43 (5): 685
- 7 高镇同. 疲劳应用统计学. 北京: 国防工业出版社, 1986
- 8 郑修麟, 吕宝桐. 确定疲劳强度概率分布和 P-S-N 曲线表达式的简便方法. 机械强度, 1992, 14 (3): 60
- 9 魏建锋. 变幅载荷下疲劳寿命及其概率分布预测模型. 西安: 西北工业大学博士学位论文, 1996

$$x_f = \frac{1 - F}{1 - V_f} \int_0^t u dt \text{ 和 } P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1 - F}{1 - V_f} \int_0^t u dt - \frac{4V_f \cos}{d_f (1 - V_{f0})}$$

当外加压力使预制件产生变形之后, 则浸渗距离和浸渗前端的压力分别为:

$$x_f = \frac{1 - F}{1 - V_f} \int_0^{t_1} u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1 - F)}{K (1 - V_f)} dt \text{ 和 } P_s = \frac{u}{K_0} \frac{1 - F}{1 - V_f} \int_0^t u dt + \int_{t_1}^t \frac{u (1 - F)}{K (1 - V_f)} dt - \frac{4V_f \cos}{d_f (1 - V_f)}$$

## 参考文献

- 1 Y. H. ayashi, K. Ban and H. Sakurai. Bull. Japan Inst. Metals, 1986, 25: 565
- 2 E. Nakata, Y. Kagawa and H. Terao. J. Japan Soc. Comp. Mater. 1983, 9: 115
- 3 H. Matsubara, Y. Nishida, I. Shirayanagi. J. Japan Inst. Light Metals. 1989, 39: 338
- 4 H. Fukunaganad, K. Goda. J. Japan Soc. Mech. Eng., 1983, 49: 1808
- 5 储双杰. 金属基复合材料非平衡凝固过程的研究. 上海: 上海交通大学博士学位论文, 1996, 6
- 6 G. W. Jackson and D. F. James. Canada J. Chem. Eng., 1986, 64: 364
- 7 A. Mortensen and J. A. Cornie. Metall. Trans., 1987, 18A: 1160