

文章编号:1000-582x(2000)02-0068-05

19
68-72

金属基纤维增强复合材料浇铸过程的数值模拟

TB333

TG244.2

于光磊, 高芝晖, 范镜泓

(重庆大学建筑工程学院, 重庆 400044)

摘要:研究了如何应用数值方法模拟用金属液浸润纤维预制模来制造金属基复合材料的过程。采用有限元方法研究了渗流、热传导、应力、应变的演变过程,推导了相应的有限元方程,编制了轴对称情形下的计算程序。通过对浇铸过程的数值模拟,研究了可控初边值条件对浇铸过程的影响及对铸件中合金基体最终残余应力及塑性应变的影响;分析了浇铸得以完成及减少残余应力、应变的条件;将计算结果与已有的相似实验结果进行了比较,分析了数值模拟的可靠性。

关键词:金属基复合材料; 浇铸; 数值模拟

中图分类号: O 242; TG 244+.1

纤维增强
文献标识码: A

金属基复合材料以其优良的物理力学性能成为最有发展前途的复合材料之一。但制造 MMC(金属基复合材料)的工艺较为复杂,其微观机理的研究及工艺的控制都十分困难。由于计算机科学及数值计算方法的极大发展,利用数值模拟方法来模拟整个浇铸过程以寻找最佳的工艺条件已经成为可能。C. Biselli 与 D. G. Morris 在他们 1994 年的工作中^[1],用有限元方法研究了以 SiC/Al 合金为基体的复合材料在冷却过程中的热弹塑性变化,并得出了在这一过程中基体将发生显著塑性变形,残余应力的分布是温度变化率的函数的结论。在他们的工作中,没有考虑到流动的影响。唐达培^[2]在其 1993 年的硕士学位论文中数值模拟了铸型为长圆柱时铝液在纤维预制模中流动时的热传导过程,但将流动视为一维的。H. You 与 H. M. Flow^[3]等人在 1994 年的工作中,建立了 MMC 浇铸过程涉及到对流与传热的算法,在实际计算中,得到了与实验数据较吻合的结果。关于 MMC 浇铸过程的数值模拟,目前还没有全面考虑到对流、传热及应力、应变综合影响的因素。笔者用有限元方法,模拟了轴对称情形下纤维预制模金属基复合材料浇铸过程中的对流、传热及应力、应变的演变情况。

1 基本方程和有限元列式

1.1 渗流方程及求解压力的有限元列式

由于合金的密度变化很小,设其为不可压缩的,即 ρ_m 为常数,由连续性方程 $\nabla \cdot v = 0$ 及渗流方程^[4] $v = -\frac{K}{\mu}(\nabla p - b)$ 可得轴对称时求解压力 p 的有限元列式

$$K^m p = F^m \quad (1)$$

其中

$$K^m = \int_{\Omega} \nabla N \frac{K}{\mu} (\nabla N)^T r d\Omega$$

$$F^m = \int_{\Omega} \frac{b_r K_r}{\mu} \frac{\partial N}{\partial z} r d\Omega$$

$N = (N_i)$ 为结点的形函数列向量, ∇N 为 N 的梯度矩阵, p_i 为该点处的压力值, s 为单元结点数, K 为渗透率张量方阵, $b = (0, b_z)^T$ 为体积力, μ 为金属液的运动粘性系数。

1.2 热传导方程及求解温度场的有限元列式

热传导方程为^[5]

$$\rho_c c_c \frac{\partial T}{\partial t} + \rho_m c_m v \cdot \nabla T = \nabla \cdot (\lambda \nabla T)$$

$\rho_c c_c$ 为复合材料的热容, $\rho_m c_m$ 为金属的热容, λ 为导热张量方阵。潜热处理到热容 $\rho_m c_m$ 中。在无流动的区域, $v = 0$ 。在铸型上, $\rho_c c_c$ 为铸型的热容 $\rho_c c_c$ 。设 Γ_2 为具有第二、三类换热边界条件的边界,可得轴对称情形下求

· 收稿日期:1999-04-29

基金项目:教育部博士点基金资助课题(9261110)

作者简介:于光磊(1958-),男,重庆市云阳人,重庆大学建工学院博士生;主要从事工艺力学的研究。

解温度场 T 的有限元列式

$$C^{Te}T + K^{Te}T = F^{Te} \quad (2)$$

$$C^{Te} = \int_{\sigma'} c_p r N N^T r d\Omega$$

$$F^{Te} = \int_{\sigma' \cap \Gamma} [(\alpha_r + \alpha_c) T_o - q] N r d\Gamma$$

$$K^{Te} = \int_{\sigma'} c_m \rho_m N v^T (\nabla N)^T r d\Omega + \int_{\sigma'} (\nabla N) \lambda (\nabla N)^T r d\Omega + \int_{\sigma' \cap \Gamma} [(\alpha_r + \alpha_c) T_o - q] N N^T r d\Gamma$$

T_i 为第 i 个结点的温度, T 为 T_i 的列向量, α_r, α_c 分别为辐射换热系数及对流换热系数。

1.3 内时本构方程及求解位移场的有限元列式

设 $u = (u_1, u_2, u_3)^T$ 为位移列向量, ε 为应变列向量, σ 为应力列向量。当用内蕴时间理论来描述合金的本构关系时, 复合材料有如下形式的本构方程

$$d\sigma = A d\varepsilon - B dT + C dz$$

其中 z 为内蕴时间, A, B, C 可由基体、纤维的本构方程及纤维与基体之间的应力平衡、应变协调关系得到。由(3)及虚功原理得到轴对称时求解位移场的有限元列式

$$K^{Fe} \cdot \Delta u = F^{Fe} \quad (4)$$

其中

$$K^{Fe} = \int_{\sigma'} (L^* N)^T A (LN) r d\Omega$$

$$F^{Fe} = \int_{\sigma'} r d\Omega + \int_{\sigma'} (L^* N)^T B \Delta T_{n+1} r d\Omega - \int_{\sigma'} (L^* N)^T C \Delta z_{n+1} r d\Omega + \int_{\sigma' \cap \Gamma} N^T F r d\Gamma - \int_{\sigma'} (L^* N)^T \sigma_n r d\Omega$$

$$\sigma = (\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sigma_{12}, \sigma_{13}, \sigma_{23})^T$$

这里, N 为 2 行矩阵, (LN) 及 $(L^* N)$ 为几何矩阵, F 为面力, σ_n 为上一时刻 σ 的值。

2 计算值与实验值的比较

2.1 物理模型

L. J. Masur 及 A. Mortensen 等人在他们 1989 年所做的工作中^[6] 不仅推导了一维情形下流动的速度及温度场的数学表达式, 而且做了相应的实验, 并得到了大量的实验数据。为了能够将计算结果与实验结果作比较, 这里的物理模型采用与他们所做实验基本相同的

模式, 即铸件、铸型都是圆柱形的。纤维预制模为平面随机增强。铸型的底部为绝热边界条件, 顶部为换热边界条件, 侧面的边界条件可以根据需要人为设定。在有金属液流动的时候, 入口处的压力为常数。具体的计算针对平面随机增强的复合材料进行。

2.2 算例分析 1: 动力参数对浇铸长度影响的比较

1989 年, L. J. Masur 及 A. Mortensen 等人用石英作铸型、纯铝为基体、平面随机分布的碳纤维为预制模进行了实验, 测出了某些参数的实验数据, 实验装置的简图如图 1 所示。为了检验本文工作的有效程度, 在这里进行与他们的实验条件几乎一样的计算。除了基体为硬铝合金之外, 物理模型及其它参数与他们实验所用参数一样。铸件高度: 4.5 cm; 铸型高度: 4.6 cm; 铸件半径: 0.85 cm; 铸型半径: 0.95 cm; 纤维体积比: 0.24。纤维为英国帝国化学公司出品的牌号为 SAFFIL 的普通碳纤维^[6], 直径为 3.8 μm ; 铸型为管状石英。有关材料的基本物性值见表 1, 但本文中的金属液为合金。

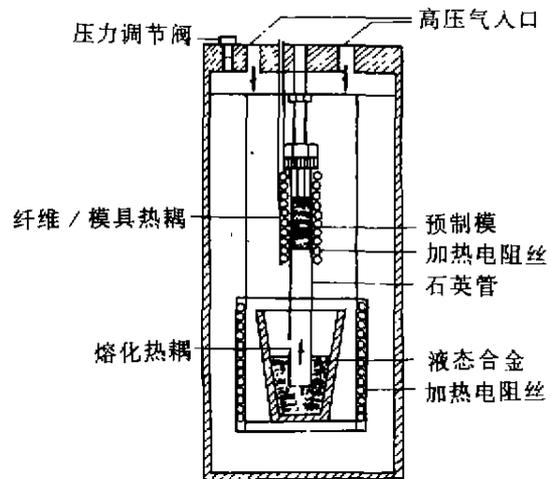


图 1 实验简图

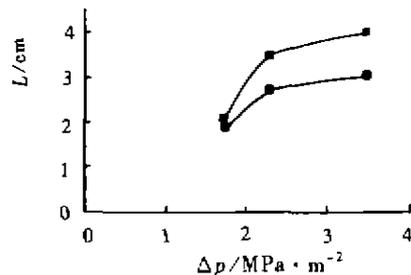


图 2 入口压力值对浇铸长度的影响

2.2.1 入口压力与自由面上升高度的比较

纤维体积比: $V_f = 0.24$; 系统初始温度(纤维预制

模及铸型的预热温度): $T_0 = 284\text{ }^\circ\text{C}$; 入口处金属液温度: $T_E = 659\text{ }^\circ\text{C}$; 压力差: $\Delta p = 1.73\text{ MPa}\cdot\text{m}^{-2}$, 实验中用温控器将石英的外部温度始终保持在 $384\text{ }^\circ\text{C}$ 左右, 所以计算时环境温度: $T_a = 384\text{ }^\circ\text{C}$, 后面的计算中环境温度与此相同。计算结果与实验结果的比较如图 2 所示, 其中圆点为计算值, 方点为实验值。由图可以看出, 计算出的值要明显地小于实验值。这一结果可以理解为, 在笔者的工作中, 金属基为合金, 在金属的温度达到完全凝固的温度以前, 已有凝固发生, 出现了糊状区, 不仅影响渗流的孔隙率减小, 阻碍了渗流的进行, 而且流体的粘度增大, 渗流速度减慢。而实验中的纯铝在达到凝固温度后, 由于潜热的释放, 金属仍处于液态, 渗流得以继续进行, 所以实验的浇铸长度要大于计算的浇铸长度。

2.2.2 系统初始温度对浇铸长度的影响

纤维体积比: $V_f = 0.24$; 三次计算中系统的初始

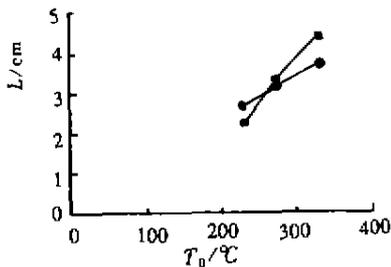


图 3 系统初始温度对浇铸长度的影响

温度分别为: $T_0 = 231\text{ }^\circ\text{C}, 273\text{ }^\circ\text{C}, 330\text{ }^\circ\text{C}$; 入口处温度: $T_E = 677\text{ }^\circ\text{C}$, 压力差: $\Delta p = 3.45\text{ MPa}\cdot\text{m}^{-2}$. 计算浇铸长度与实验浇铸长度随系统初始温度的变化趋势如图 3 所示。其中圆点为计算值, 方点为实验值。

3 可控制参数对复合材料残余应力的影响

在这一节里, 将通过数值模拟, 来考察系统的可控初、边值条件对浇铸过程、铸件基体的最终残余应力、塑性应变及合金微观结构的影响, 从而得到最佳的工艺参数。单元剖分如图 4 所示。

铸型的材料为石英(物性参数见表 1), 基体为硬铝合金^[7], 代号 LY16, 其化学成份为: Al, 93%; Cu, 6%; 其它, 1%。其它的有关参数见表 2、表 3 及表 4。

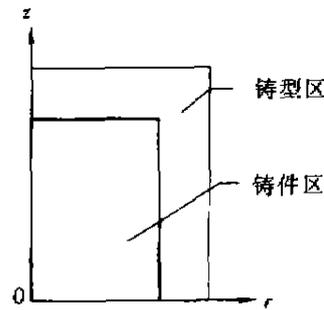


图 4 系统单元剖分图

表 1 纯铝的物性值^[6]

物性值	单位	铝	纤维	石英	空气
密度 ρ	kg/m^3	2.4×10^3	3.3×10^3	2.2×10^3	1.1×10^6
热容 ρ	$\text{J}/\text{K}\cdot\text{m}^3$	2.6×10^6	4.0×10^6	3.1×10^6	1.1×10^3
导热率 λ	$\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}$	93	8	2	2.6×10^{-2}
换热系数 α	$\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K}\cdot\text{s}$	36×10^{-6}	2×10^{-6}	0.65×10^{-6}	2.4×10^{-5}
粘度 μ	$\text{Pa}\cdot\text{s}$	1.3×10^{-3}			

表 2 基体的物性值^[7]

密度 ρ_m	线膨胀系数	导热率线性插值	热导率线性插值	凝固后的热容	液化后的热容	凝固温度 T_f	液化温度 T_l
(kg/m^3)	$\alpha_m (\text{K}^{-1})$	系数 $(\text{W}/\text{m}\cdot\text{K}^2)$	常数 $(\text{W}/\text{m}^2\cdot\text{K})$	$(\text{J}/\text{K}\cdot\text{m}^3)$	$(\text{J}/\text{K}\cdot\text{m}^3)$	$^\circ\text{C}$	$^\circ\text{C}$
2.78×10^3	8.3×10^{-6}	3×10^{-4}	93.6	0.25×10^7	0.3×10^7	547	727

表 3 基体的力学性能实验值^[7]

温度 $T(^\circ\text{C})$	20	200	300	547	700
弹性模量 $E_m (\text{Pa})$	6.9×10^{10}	6.0×10^{10}	5.0×10^{10}	5.0×10^9	
泊松比 ν_m	0.232	0.364	0.4	0.25	
粘性系数 $\mu (\text{Pa}\cdot\text{s})$					1.3×10^{-3}

表4 碳化硼纤维的物性值^[8,9]

温度 T_3 (°C)	361.1	519.2	751.2	950.2
导热率 λ_r (W/m·K)	14.7	11.88	10.8	8.64
温度 T (°C)	153.5	481.5	25.0	100.0
热容 (J/Km ³)	6.7×10^5	2.82×10^6		
密度 ρ (kg/m ³)			2.52×10^3	
线膨胀系数 α (K ⁻¹)	2.0×10^{-6}			
弹性模量 E (Pa)				4.0×10^{11}
泊松比 ν				1.3

表5 合金塑性应变、残余应力与可控制参数之间的关系

Δp	T_0	T_E	T_B	t_v	d_F	T_s	σ_{max}	ϵ'_{max}
2.0	600	700	40	50.0	1.0	51.8	1.55	6.5
3.0	600	700	40	50.0	1.0	51.4	1.55	6.5
4.0	600	700	40	50.0	1.0	51.0	1.55	6.5
3.0	500	700	40	50.0	1.0	54.8	1.53	6.3
3.0	550	700	40	50.0	1.0	49.8	1.55	6.5
3.0	600	700	40	50.0	1.0	49.7	1.56	6.5
3.0	600	750	40	50.0	1.0	47.7	1.55	6.5
3.0	600	800	40	50.0	1.0	52.8	1.55	6.5
3.0	600	7500	40	50.0	0.5	53.1	1.54	6.6
3.0	600	750	40	50.0	0.2	52.5	1.53	6.6
3.0	600	800	40	7.0	0.2	50.0	1.54	6.6
3.0	600	800	40	30.0	0.2	49.8	1.54	6.6

液态合金的润湿角、表面张力暂不计及,只需设表面张力为零即可。此时人口处的压力应为人口处与液态合金顶部的压力差。

3.1 合金塑性应变、残余应力与可控制参数之间的关系

铸型仍以石英为材料,其物性值与第2节相同。铸件高度为4.5 cm,铸件半径取1.0 cm,计算结果如表5所示,在表中输入数据为:压力差 Δp (10^{-7} MPa \cdot m⁻²),人口处液态金属温度 T_E (°C),系统初始温度 T_0 (°C),环境温度 T_B (°C),改变系统边界温度的时间 t_v (s),铸型厚度 d_E (cm),输出数据为:计算終了铸件上结点的最高温度 T_s (°C),最大应力 σ_{max} (10^{-2} MPa \cdot m⁻²),最大塑性应变 ϵ'_{max} ($\times 10^5$)。

由表5可以看出,只要浇铸能够完成,合金基体的残余应力及塑性应变对工艺参数的依赖并不大,但铸型厚度减少时,塑性应变略有增加,这可以理解为此时铸件的传热速度加快,使得温度场的梯度加大,热应力分布不均匀造成的。但由于铸型的传热速度很慢,冷却的速度远小于激冷的速度,所以这种差别并不明显。

3.2 工艺参数的选取

上一节的计算结果说明,选取适当的工艺参数使得浇铸过程得以完成对于获得性能良好的复合材料是十分重要的。只要系统的温度在浇铸完成以前始终保持较高的温度,浇铸过程总是可以完成的,但这样做必定会增加工艺的难度并造成不必要的浪费。一般来说,希望预制模的初始温度尽量低一点,金属液的温度也不用太高。但金属液化的初始温度如果太低,浇铸就不能完成,预制模的温度太低的话,也有同样的问题。加大铸型壁的厚度或热阻可以减少热量的损失,但铸型壁的加厚又会吸收合金及预制模的热量。因此如何调和这些矛盾是十分重要的。

以下的计算,材料的物性值与前面相同。铸型的厚度为0.5 cm,铸型的边界在浇铸一开始就处于自然对流换热状态,环境温度 $T_B = 50$ (°C),人口处的压力 $\Delta p = 3.0$ MPa \cdot m⁻²。一般情况下,金属液的初始温度要高于系统的初始温度,下面来考察一下金属的初始温度必须高于多少度时,浇铸才能完成。取铸型壁的厚度为0.2 cm,环境温度 $T_B = 300$ °C,系统的初始温度设为 $T_0 = 350$ °C。在计算中,如果流动前沿的最大速度已经小于 0.01 cm \cdot s⁻¹,则认为流动已经停止。计算结果

如表6所示。

表6 金属液的初始温度对浇铸长度的影响

T_e (°C)	600	700	800	900	950
L (cm)	1.35	2.28	2.9	3.86	4.5

由以上数据可以看出,如果系统的初始温度较低,则金属液的初始温度必须被加热到比较高的程度,才能够完成浇铸过程。在计算中还发现,当入口处的金属液的初始温度较低(例如 $T_e = 600$ °C时,固态区域没有出现前,流动已经停止,而所有浸润区的金属温度仍高于合金的完全凝固温度。流动停止的原因是流动前沿的金属液已经接近于完全凝固温度,使得金属液的渗透率太小,粘度太大,从而反映流动速度的系数 K/μ 太小。而当入口处的金属液的初始温度较高(例如 $T_e = 800$ °C)时,在离铸型内壁不远处的液态合金在流动还在进行时已有凝固区域出现。当入口处的液态金属的初始温度更高时,则在浇铸过程中无凝固现象发生。当 $T = 700$ °C时,在流动几乎停止的同时,处于铸型与预制模界面的合金已达到完全凝固的温度 T_s 。

由于流动前沿始终与温度较低的纤维接触,温度下降得较快,使得浇铸长度增加时,自由面移动的速度大大减小,所以入口处的金属液温度较高时,浇铸才能

完成。

参 考 文 献

- [1] BISELLI C, MORRIS D G. Thermal Residual Stresses and Mechanical Behavior of Cast Si/Al[J]. Composite Mater Sci Eng. A15, 1994, 6: 139 ~ 145
- [2] 唐达培,高芝晖,范镜泓. 金属基复合材料浇铸过程的数值模拟[J]. 重庆大学学报, 1996, 19(2): 10 ~ 16
- [3] YOU H, FLOW H M, FOX S, et al. Heat flow - analysis of The Squeeze Infiltration Casting of Metal - Matrix Composites, 10th Anniversary Conference and Exhibition of The Center for Composite, Mater[A]. At Imperial College, London, UK: 19 ~ 20.
- [4] YANG Y W, ZOGRAFI G, MILLER E E. Capillary Flow Phenomena and wettability in Porous Media[J]. J Colloid Interface Sci. 1988, 122: 35 ~ 40.
- [5] 章熙民,任泽霁. 传热学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1993. 13 ~ 15.
- [6] MORTENSEN A, MASUR L J, CORNIE J A, et al. Infiltration of Fibrous Preform by a Pure Metal: Part I. Theory[J]. Metallurgical Transaction A. 1989, 20: 2536 ~ 47.
- [7] 工程材料使用手册编辑委员会. 工程材料实用手册(第四册, 铝合金部分)[M]. 北京: 机械工业出版社, 1987. 560.
- [8] 马庆芳. 实用热物理手册[M]. 北京: 中国农业机械出版社, 1986. 178 ~ 181.

The Numerical Simulations of the Casting Process for Making Fiber - reinforced Metal Matrix Composite

YU Guang-lei, GAO Zhi-hui, FAN Jing-hong

(College of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400044, China)

ABSTRACT: The numerical simulations of the casting process for making metal matrix composite by infiltrating melting alloys into a fiber preform are studied. The evaluation of the infiltration flow, the thermal conduction, the stress and strains of the matrix are studied with finite element method, and the corresponding finite element program for axi - symmetry condition is programmed. The influences of the controllable initial and boundary conditions on the casting process, residual stress and residual plastic strains, and selection of optimal technological parameters are researched. The reliability of the numerical simulation is analyzed by comparison between the calculated results and similar experimental data.

KEYWORDS: metal matrix composite; cast; numerical simulation

(责任编辑 钟学恒)