

# 基于表面模型的注射成型充填模拟\*

周华民 张宜生 李德群

华中理工大学模具技术国家重点实验室, 武汉 430074

**摘要** 充填模拟的计算机软件在预测复杂薄壁型腔的流动行为方面已经比较准确。现行的数值方法主要采用基于中性层的有限元/有限差分/控制体积法, 但中性层模型的引入使得模拟软件在应用中具有极大的局限性。采用表面模型取代中性层模型, 通过附加在壁厚方向上的边界条件来保证同一截面上对应表面的协调流动。最后应用实例论证了此表面模型能够处理由流行 CAD 系统生成的复杂型腔模型。

**关键词** 塑料注射成型 充填模拟 表面模型

塑料注射成型 CAE 软件的发展十分迅速, 它全面提升模具设计水准的显著效果正逐渐为模具界所认识<sup>[1]</sup>。但此算法存在一定的局限性。目前的充填模拟软件都是采用基于“中性层”模型(Middle-Plane)的有限元/有限差分/控制体积法来分析, 如 AC-Tech. 公司的 C-Mold 软件和 MoldFlow 公司的 MF 软件<sup>[2~5]</sup>。所谓中性层是假想的位于模具型腔和型芯中间的层面, 其模拟过程如图 1 所示。基于这种型腔模型的 CAE 软件在应用中具有很大的局限性, 主要表现在: (1) CAE 软件的使用人员必须理解中性层的概念, 用户直接由产品模型构造中性层感到困难; (2) 独立开发的 CAE 系统造型功能往往很差, 依据模腔的 CAD 模型自动生成中性层模型又十分困难, 这极大地妨碍了 CAE 软件的推广和普及; (3) 由于 CAD, CAE 软件的模型不统一, 二次建模不可避免。设计效率低, CAD, CAE 的集成也不可能实现。

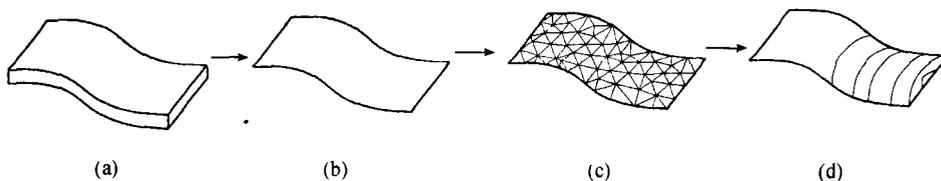


图 1 基于中性层模型的模拟过程

(a) 3-D 实体/表面模型; (b) 中性层模型; (c) 中性层模型网格划分; (d) 模拟结果显示

考虑到上述的不足, 作者引入型腔的表面模型取代中性层模型, 这一创新使由现行的模具设计 CAD 系统产生的型腔模型可以直接应用于 CAE 软件, 突破了原有软件的建模瓶颈。

## 1 理论与实现

注射成型的流动属于非 Newton、非等温、自由移动边界的流动问题<sup>[6~13]</sup>, 根据型腔为薄壁

2000-05-29 收稿, 2000-07-31 收修改稿  
\* 国家自然科学基金资助项目(批准号: 59975032)

这一特征,引入合理的假设与简化,得出如下的控制方程<sup>[3]</sup>

$$\frac{\partial(b\bar{u})}{\partial x} + \frac{\partial(b\bar{v})}{\partial y} = 0, \quad (1)$$

$$\frac{\partial P}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial u}{\partial z} \right) = 0, \quad (2)$$

$$\frac{\partial P}{\partial y} - \frac{\partial}{\partial z} \left( \eta \frac{\partial v}{\partial z} \right) = 0, \quad (3)$$

$$\rho C_p \left( \frac{\partial T}{\partial t} + u \frac{\partial T}{\partial x} + v \frac{\partial T}{\partial y} \right) = K \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} + \eta \left[ \left( \frac{\partial u}{\partial z} \right)^2 + \left( \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 \right], \quad (4)$$

式中  $x, y$  为中性层面上的二维坐标,  $z$  为壁厚方向,  $b$  为型腔半壁厚,  $u, v$  为  $x, y$  方向的速度,  $\bar{u}, \bar{v}$  为其在壁厚方向的速度平均。

另外,在壁厚方向上的边界条件为

$$u = 0 = v; T = T_w, \quad z = b \text{ 处}; \quad (5)$$

$$\frac{\partial u}{\partial z} = 0 = \frac{\partial v}{\partial z}, \frac{\partial T}{\partial z} = 0, \quad z = 0 \text{ 处}, \quad (6)$$

式中  $T_w$  为模壁温度(如图 2(a)所示)。

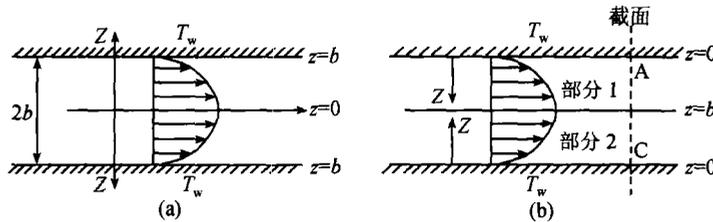


图2 壁厚方向上的边界条件

(a)中性层模型;(b)表面模型

结合(1)~(6)式可以推出:参量  $u, v, T, P$  在壁厚方向上相对于中性层( $z=0$ )是对称的(如图 2(a)所示),并因此有:型腔半壁厚上的平均速度  $\bar{u}, \bar{v}$  与型腔全壁厚上的平均速度  $\bar{u}, \bar{v}$  相等。基于这一重要特征,我们可以将整个型腔在壁厚方向上分成两部分,如图 2(b)中的部分 1 和部分 2。与此同时,三角形有限元网格在型腔的表面产生(图 2(b)中的  $z=0$  处),而不是中性层(图 2(a)中的  $z=0$  处)。相应地,与基于中性层的有限差分是在中性层的两侧进行(从中性层至两模壁)不同,此处壁厚方向上的有限差分仅在表面的内侧(从模壁至中性层)进行,即从图 2(b)中的  $z=0$  处至  $z=b$  处。考虑到上述修正,整个分析的坐标系也同时由图 2(a)所示调整为图 2(b)所示。进行上述处理后,流动过程的控制方程仍然是(1)~(4)式,而壁厚方向上的边界条件则为

$$u = 0 = v; T = T_w, \quad z = 0 \text{ 处}; \quad (7)$$

$$\frac{\partial u}{\partial z} = 0 = \frac{\partial v}{\partial z}, \frac{\partial T}{\partial z} = 0, \quad z = b \text{ 处}, \quad (8)$$

同时,需要引进新的边界条件以保证同一截面处两部分能协调流动,即

$$u_{\text{I}} = u_{\text{II}}; v_{\text{I}} = v_{\text{II}}; T_{\text{I}} = T_{\text{II}}; P_{\text{I}} = P_{\text{II}}, \quad z = b \text{ 处} \quad (9)$$

$$C_m - I = C_m - II . \tag{10}$$

式中下标 I, II 分别表示同一截面处对应的两部分,  $C_m - I$  和  $C_m - II$  表示这两部分的自由移动流动前沿(如图 3 所示). 图中的  $C_o, C_i, C_e$  分别为型腔外边界、内部型芯和浇口.

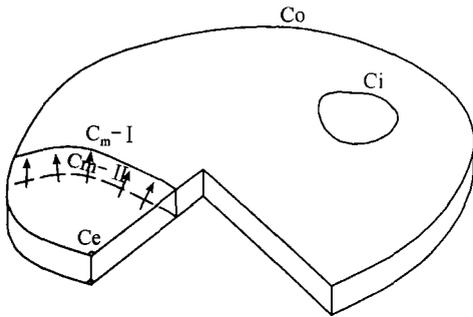


图 3 对应表面的流动前沿示意图

值得注意的是,不同于边界条件(7)、(8),在数值实施中保证条件(9)和(10)十分重要,这也是表面模型建模和模拟数值实现中的重大难题,这主要是因为:(a) 同一截面处的对应表面的有限元三角网格不可能完全对称(网格节点是独立生成的),如图 4 所示,在  $u, v, T, P$  等物理量的比较中必须进行插值处理;(b) 由于分开的两部分具有各自的流动前沿,考虑同一截面处的两对应节点(如图 2 (b) 中的 A、C 点),两点都充满、一个已满另一个尚未充填的可能性都存在,这两种情况需要分别进行平均处理

与赋值处理;(c) 由于与(a)相同的原因,对应表面的流动前沿总存在微小差别,这种许可的差别应通过流前节点的时间差别控制或位置差别控制来实现;(d) 每次流动前沿的更新都会扩展熔体的流动范围,因此,每次流动前沿更新后,都必须检查条件 10 并做相应的处理;(e) 上述(a)~(d)中的各种处理操作都需要对同一截面处三角网格的物理量进行比较与调整,因此,哪些有限元网格处在同一截面的信息应该在模拟前准备好,即必须在所有三角网格中进行配对操作.

基于上述处理,通过对(1)~(4)式控制方程的进一步推导,可得出如下的充填压力方程

$$\nabla \cdot (S \nabla P) = 0, \tag{11}$$

式中的  $S$  为流动率,其计算公式为  $S = \int_0^b \frac{(b-z)^2}{\eta} dz$ . 用有限元方法处理压力等物理量,根据 Galerkin 法和散度定理,由(11)式可推导出压力场有限元方程

$$\sum_{l'} S^{(l')} \sum_{j=1}^3 D_{ij}^{(l')} P_{N'} = 0, \tag{12}$$

式中,  $l'$  遍历包含节点  $N$  的所有三角形单元,  $i$  为单元  $l'$  中对应于总体节点  $N$  的局部节点号,  $j$  为单元  $l'$  中对应于总体节点  $N'$  的局部节点号,  $S^{(l')}$  在单元重心处计算,  $D_{ij}^{(l')}$  定义如下

$$D_{ij}^{(l')} = \int_{A^{(l')}} [\nabla L_i^{(l')}(x, y) \cdot \nabla L_j^{(l')}(x, y)] dA, \tag{13}$$

式中  $A^{(l')}$  为三角形有限元单元,  $L_i^{(l')}$  为压力在三角形单元  $l'$  中的插值函数. 由于(12)式中流动率的计算依赖于压力场,所以(12)式具有强非线性,采用松弛叠代求解,并用控制体积法处理移动边界. 对温度、时间等变量采用有限差分近似. 为了数值计算的稳定性,采用上风法(Upwinding)处理(4)式中的热对流项与粘性发热项.

另外,这里所用的表面模型一般由 CAD 系统在模具设计过程中直接产生,但是在表面模

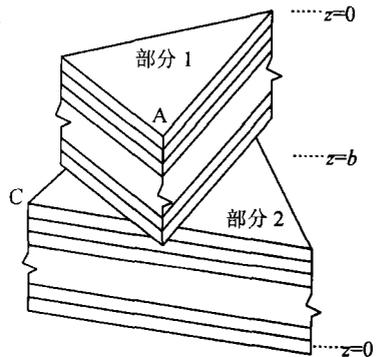


图 4 同一截面上对应节点位置错开示意图

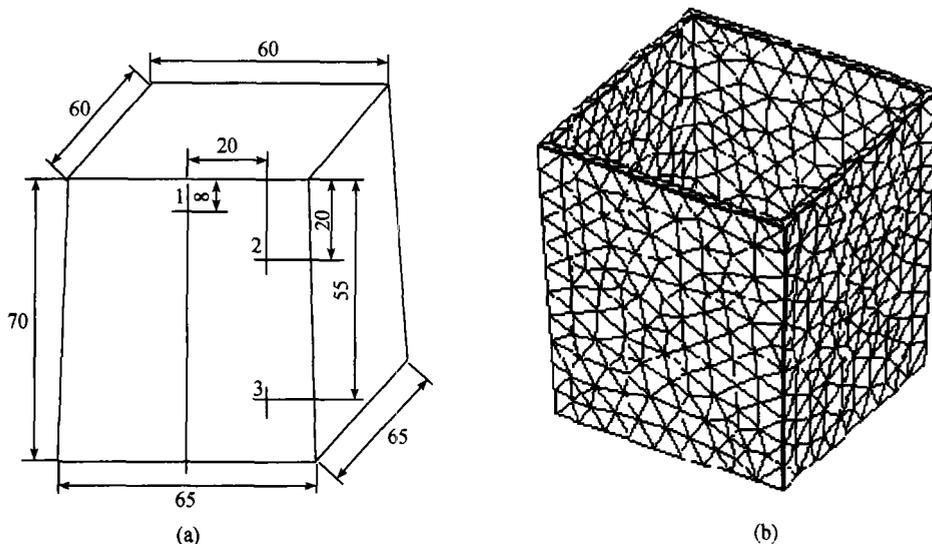


图5 实验方盒

(a)制品尺寸(单位:mm);(b)表面网格划分

型上生成的有限元网格总数可能十分庞大,这主要是因为:(a)型腔表面面积是中性层面积的2倍;(b)模具设计需要较高的表面精度,这样表面上的离散网格必须充分细致.随着网格总数的增长,模拟所需的计算时间也急剧增加.为了缩短计算时间,需要采取加速方法,在原有系统中,时间差分的步长自动选取为一个流前节点充满所需的时间<sup>[3]</sup>,若时间步长选为一批流前节点充满所需的时间,总体的计算时间将大为缩短.实践表明采用此方法,计算可适当加速却不会影响数值的稳定性与精度.

## 2 实验验证

如图5(a)所示,实验制品(型腔)为一壁厚为2 mm的方盒,浇口设置在底盘的中心,标记为1,2,3的位置为熔体压力测试点.实验材料为北京前进化工厂生产的LDPE,牌号G201,对应于5参数Cross模型<sup>[14,15]</sup>中的( $n, \tau^*, B, T_b, \beta$ )参数为(0.35, 36540.44 Pa, 0.0123 Pa·s, 5696.05 K,  $4.50 \cdot 10^{-8} \text{Pa}^{-1}$ ),主要工艺参数为:注射时间0.8 s,注射温度190℃,模具温度34℃.制品表面模型的网格划分如图5(b)所示.注射阶段的压力比较如图6所示,数据表明模拟程序的预测压力与实验结果吻合较好,其最大的相对误差为8.6%,这主要是由于忽略了熔体的弹性和可压缩性.

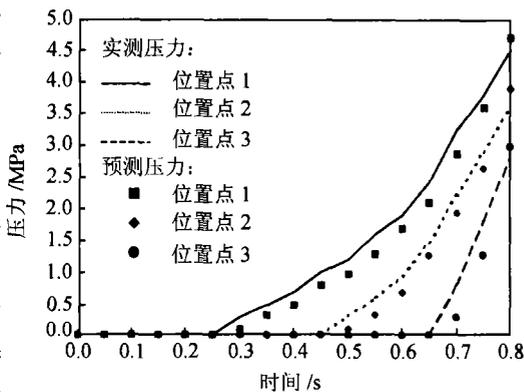


图6 预测压力(符号点)与实验测试数据(曲线)比较

数字1,2,3表示图5中的压力测试位置

### 3 结论

本文介绍了基于表面模型的注射成型流动模拟的数学模型与数值实现,并通过实验加以验证,实验数据表明预测结果比较理想.虽然本文采用的数值模拟本质上仍然是二维有限元/一维有限差分方法,但是由于采用了表面模型,模拟结果的显示更加直观,有三维真实感的效果.更为重要的是,这种方法回避了中性层的建模瓶颈,成功解决了如前所述的现行 CAE 软件的不足,CAD,CAE 软件的集成也切实可行.

### 参 考 文 献

- 1 Manzione L T, ed. Application of Computer-aided Engineering in Injection Molding. Munich Hanser Publisher, 1987
- 2 Wang V W, et al. Dynamic simulation and graphics for the injection molding of three-dimensional thin parts. *J Polym Eng*, 1986, 7: 21
- 3 Chiang H H, et al. A unified simulation of the filling and postfilling stages in injection molding. Part I: Formulation. *Polym Eng Sci*, 1991, 2: 31
- 4 C-MOLD Plastics CAE Information Center. <http://www.cmold.com>, C-MOLD Inc, Louisville, Kentucky USA
- 5 MoldFlow Center. <http://www.moldflow.com>, Moldflow Corporation, Lexington, MA USA
- 6 Shen S F. Simulation of polymeric flows in the injection molding process. *Int J Numerical Methods in Fluids*, 1984, 4: 171
- 7 Schlichting H. *Boundary-Layer Theory*. 6<sup>th</sup> ed, New York: McGraw-Hill, 1968
- 8 Chen B S, et al. Numerical simulation and experimental investigation of injection mold filling with melt solidification. *Polym Eng Sci*, 1989, 29: 1039
- 9 Hieber C A, et al. Flow analysis of the non-isothermal two-dimensional filling process in injection molding. *Israel Journal of Technology*, 1978, 16: 248
- 10 Broyer E, et al. A theoretical model for the cavity filling process in injection molding. *Transaction of the Society of Rheology*, 1975, 19: 423
- 11 Hieber C A, et al. A finite-element/finite-difference simulation of the injection-molding filling process. *J Non-Newt Fluid Mech*, 1980, 7: 1
- 12 Agassant J F, et al. Experimental and theoretical study of the injection molding of thermoplastic materials. *Polym Eng Sci*, 1988, 28: 460
- 13 Takahashi H, et al. Computer-aided mold design for injection molding. *Technology Japan*, 1986, 19: 38
- 14 Cross M M. Relation between viscoelasticity and shear-thinning behaviour in liquids. *Rheol Acta*, 1979, 18: 609
- 15 Hieber C A, et al. Shear-rate-dependence modeling of polymer melt viscosity. *Polym Eng Sci*, 1992, 32: 931