

文章编号:1671-6833(2010)02-0087-05

## 基于 ANSYS/LS-DYNA 的微流控芯片模 内动力学特性研究

蒋炳炎, 陈 闻, 袁 理, 李代兵

(中南大学 现代复杂装备设计与极端制造教育部重点实验室, 湖南 长沙 410083)

**摘 要:**以有限元法的系统动力学理论为基础,采用显式 ANSYS/LS-DYNA 有限元分析软件对微流控芯片模内键合模具模内运动元件进行了模拟仿真计算,并对计算结果进行分析.以计算结果为依据,对模具的结构进行改进,优化其结构,改善受力状况.研究表明:模内元件最大应力值均在各元件材料屈服极限范围内;关键结点位移对模腔对准精度产生一定影响.研究结果为模内装配模具(IMA)结构设计开发提供了理论依据,对深入研究模芯制动与模具疲劳寿命间关系及提高模具寿命提供了理论.

**关键词:**模内键合;模芯运动定位;有限元显式动力学分析;模具寿命

**中图分类号:** TB122

**文献标识码:** A

### 0 引言

近年来,随着塑料模具技术不断发展,在注塑成型行业中新技术不断涌现,多组份成型技术(MMM)及模内装配技术(IMA)由于其诸多优点已经成为该领域当中的研究热点<sup>[1]</sup>,在国外已广泛应用于汽车、消费品、包装及医药行业的产品生产中.而应用这些新技术,需要实现注塑机与模具的协调控制,达到自动化生产的目的.并且,相对应的模具结构上比普通模具要复杂很多,比如采用滑动或者旋转的方式进行模芯的移动、旋转等等.本文中微流控芯片<sup>[2-3]</sup>模具是基于模内装配技术(IMA)进行开发设计,属于1+1模具,一模两腔,包括模内剪浇口、模芯滑移、精密键合等动作,如图1所示.产品属精密注塑成型,模具结构十分复杂,价格昂贵,为国内首创自主研发精密复杂模具.

模具属于精密耗材,使用寿命需要达到几十万次以上,频繁开合模及模芯的滑移和旋转中的限位制动及摩擦将会减少模具使用寿命,如图1中所示的模芯上升下降滑移过程,需要进行精确定位,结构设计中需要有限位机构,因此,对模具的结构件进行动力学分析,进而进行疲劳寿命分析,是非常有意义的工作.目前对模内元件进行动

力学分析国内外鲜有报道,笔者将首次结合微流控芯片模内键合模具进行仿真分析,得出其等效应力分布及节点位移响应,为今后基于模内装配技术的模具设计提供理论及数据基础.

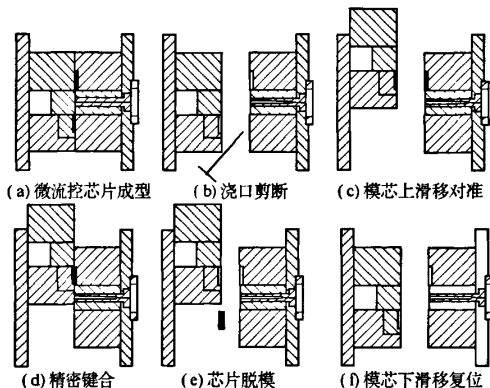


图1 微流控芯片模内键合流程图

Fig.1 Chip samples and steps of in mold bonding

LS-DYNA 3D 软件<sup>[4]</sup>是功能齐全的几何非线性、材料非线性和接触非线性分析软件.以 Lagrange 算法为主,兼有 ALE 和 Euler 算法;以显式求解为主,兼有隐式求解功能;以结构分析为主,兼有热分析、流体-结构耦合功能;以非线性动力学分析为主,兼有静力分析功能. LS-DYNA 解决了

收稿日期:2009-09-27;修订日期:2010-01-07

作者简介:蒋炳炎(1963-),男,浙江浦江人,中南大学教授,博士,博士生导师,从事微注射成型理论和应用研究, E-mail: ibv@mail.csu.edu.cn

许多理论和试验分析所不能解决的问题,有力的促进了各行业的的技术发展,产生了深远的影响.

## 1 碰撞理论

碰撞是瞬态的复杂物理过程,LS-DYNA 采用显式中心差分法来进行时间积分.在已知 0 至  $t_n$  时间步解的情况下求解  $t_{n+1}$  时间步的解<sup>[4]</sup>.采用单点高斯积分的四边形壳单元,为避免在计算中可能引起零能模式,采用黏性阻尼控制方法,将每个单元节点的黏性阻尼力集成总体结构黏性阻尼力,此时非线性方程组可表示为:

$$M \ddot{x}(t) = P(x, t) - F(x, \dot{x}) + H - C \dot{x} \quad (1)$$

其时间积分采用中心差分算法:

$$\ddot{x}(t_n) = M^{-1} [P(t_n) - F(t_n) + H(t_n) - C \dot{x}(t_{n+\frac{1}{2}})] \quad (2)$$

$$\dot{x}(t_{n+\frac{1}{2}}) = \dot{x}(t_{n-\frac{1}{2}}) + (t_{n+\frac{1}{2}} - t_{n-\frac{1}{2}}) \ddot{x}(t_n) \quad (3)$$

$$x(t_{n+1}) = x(t_n) + \Delta t_{n+\frac{1}{2}} \dot{x}(t_{n+\frac{1}{2}}) \quad (4)$$

式中,

$$t_{n-\frac{1}{2}} = \frac{1}{2}(t_n + t_{n-1}), t_{n+\frac{1}{2}} = \frac{1}{2}(t_{n+1} + t_n),$$

$$t_{n-1} = (t_n - \Delta t_{n-1}), t_n = (t_{n+1} - \Delta t_n).$$

式中: $M$  为质量矩阵; $C$  为阻尼矩阵; $P(t_n)$  为外力向量矢量; $F(t_n)$  为内力向量矢量; $H(t_n)$  为沙漏阻力; $\ddot{x}(t_n)$  为  $t_n$  时刻的节点加速度矢量; $\dot{x}(t_{n+1/2})$  为  $t_{n+1/2}$  时刻的节点速度矢量; $x(t_{n+1})$  为  $t_{n+1}$  时刻的节点坐标矢量.

设碰撞过程已知的边界条件为  $g_i(x_n) = 0$ , 在已知边界条件下可解出在  $t_n$  时刻位移  $x_n$ , 这样可以求得在  $t_{n+1}$  时刻的位移  $x_{n+1}$ , 更新  $t_n$  时刻的系统几何构型就可以得到  $t_{n+1}$  时刻系统新的几何构型.

## 2 有限元模型建立与求解

### 2.1 模型建立和有限元网格划分

在 Pro/E 中建立模芯和模型,并导入 ANSYS/LS-DYNA 为了有利于网格的划分,对模具模型进行简化,只保留了对碰撞影响较大的结构部件,建模时忽略了模腔复杂结构及传动机构,模型尺寸为 300 mm × 342 mm,单元类型采用 Solid64 单元.将模型切割成若干长方体,再采用扫描方式进行网格划分,提高计算精度,共划分得到 159 099 个六面体单元.

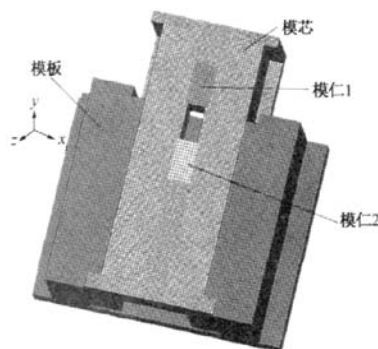


图2 模具结构及有限元网格划分

Fig.2 Mold structure and finite mesh

### 2.2 材料参数及边界条件设置

模具材料参数设置如表 1 所示:

表 1 模内元件材料参数

Tab.1 Parameters of mold materials

名称	材料	密度 $\rho$ ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ )	弹性模量 $E$ ( $10^{11} \text{ Pa}$ )	泊松比 $\mu$	屈服极限/MPa
模板	45 钢	7 800	2.06	0.30	380
模芯	55 钢	7 900	2.06	0.25	355
模仁 1	Ni	8 910	2.10	0.27	700
模仁 2	Si36H	7 750	2.20	0.28	835

边界条件设定如下:①材料模型选取塑性强化模型,在模板与模芯间采用自动双面接触;②模芯两侧及后端面与模板轨道间存在摩擦力,动摩擦系数设为 0.1;③摩擦接触采用 Coulomb 摩擦模型<sup>[5]</sup>;④模芯以 20 mm/s 初速度向限位机构运动.考虑液压系统提供驱动力,行程开关切换液压保压力,经计算将上升行程模芯与模板瞬时接触力设为 1 000 N,下降行程模芯与模板瞬时接触力设为 1 200 N.

## 3 模拟结果分析

### 3.1 模具部件运动过程应力变化分析

图 3,4 所示为模芯及模板不同时刻等效应力分布图,其中,模芯与模板发生碰撞的时刻分别为 4.74 s 与 9.60 s.

(1) 模芯下降-上升运动过程中等效应力分布情况如图 3 所示.由图 3 可知,从模芯开始下降运动至发生碰撞过程中,模芯与模板存在库仑摩擦力,模仁与模芯间存在静摩擦力,但所受接触等效应力较小,最大值为 44 MPa.模芯与模板的制动经过能量转换之后,大部分能量随冲击波传递至模板上,模芯等效应力最大值在下降制动时为 61 MPa,发生在模芯限位块根部;在上升制动时

最大值为 62 MPa,发生在模芯限位块中部及根部,平均等效应力为 42 MPa。

(2) 模板整个过程中等效应力分布情况如图 4 所示。由图 4 可知,模板在相对运动过程中,所受等效应力分布面积较大,至模芯限位制动时,等效应力作用区域逐渐减小。下降行程中,库仑摩擦力引起的等效应力值在 0 至 20 MPa 范围内波动;在上升行程中,由于下降产生的残余应力,与摩擦应力叠加后等效应力范围在 0 至 40 MPa 内。模板完全吸收模芯制动能量后,下降行程限位块制动时刻等效应力最大值为 172 MPa,发生在限位块根部,上升行程限位块等效应力相比稍大一些,最大值为 212 MPa,发生在整个限位区域,平均等效应力为 124 MPa。

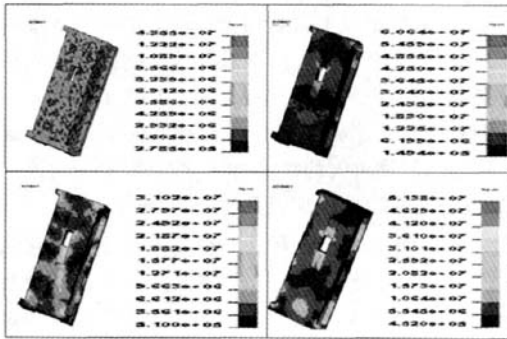


图 3 模芯运动过程等效应力分布

Fig.3 Von mises stress distribution in the process of core moving

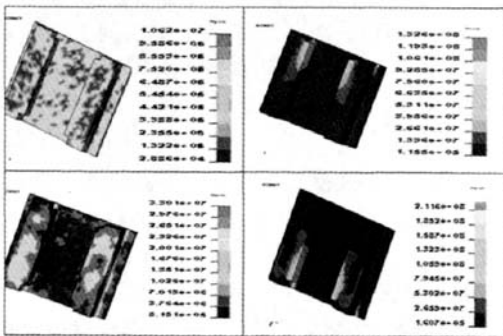


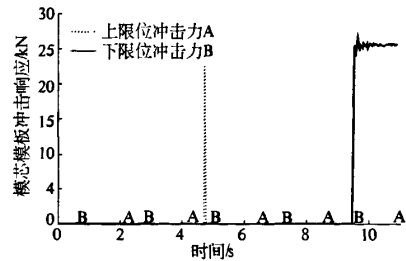
图 4 模板对应等效应力分布

Fig.4 Von mises stress distribution of the mold platen

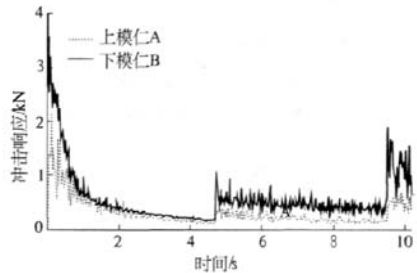
### 3.2 冲击力响应及关键节点位移、关键单元处等效应力变化历程

模内元件所受冲击力变化如图 5 所示。从图 5 可以看出,模芯与模板两处碰撞所受最大冲击力分别为 23 180 N 和 27 000 N,作用时间极短。

下限位结构冲击力大于上限位冲击力,这是由于下限位结构瞬时接触力较大的原因;上下模仁所受最大挤压力为 2 150 N 及 3 589 N,发生在模芯开始制动时刻,运动过程中模仁受力逐渐减小,直至制动时刻,受冲击载荷影响,模仁受力瞬时增大很快,对其表面微结构将造成影响。



(a) 模芯及模板冲击响应曲线



(b) 上下模仁冲击内力

图 5 冲击力变化与极值

Fig.5 Strike force value and the maximum value

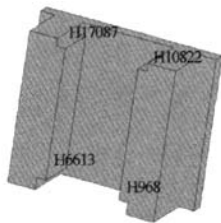
模内关键单元及结节位置如图 6 所示。模内元件单元等效应力变化曲线如图 7 所示。

选取最大等效应力单元及最大等效位移结点作为研究对象,即模板上上位结构中的 17 087 号单元与 10 822 号结点,下限位结构中的 968 号单元与 6 643 号结点,上模仁 73 864 号,下模仁 73 950 号单元作为研究对象,对其等效应力及等效位移进行分析,得出变化趋势。

从图 7(a)变化曲线可以看出, $t=0 \sim 4.74$  s 下降过程中,限位结构间没有接触,应力为库仑摩擦力引起的等效应力,在  $t=4.74$  s 及  $t=9.60$  s 时刻,发生碰撞接触,应力值瞬间变化,最大应力分别为 112 MPa 与 175 MPa;从图 7(b)变化曲线可以看出,上下模仁应力变化极值发生在运动开始及结束时刻,等效应力最大值分别为 22 MPa 与 38 MPa。单元发生弹性变形,但应力值小于材料屈服极限,未发生塑性变形,而镍模芯中心十字微沟槽受挤压应力作用,会影响其使用寿命。



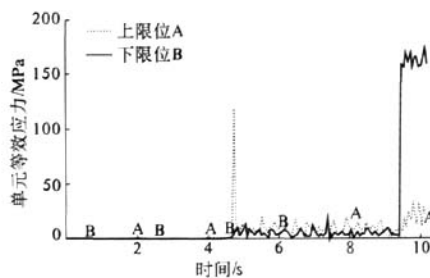
(a) 模芯上下模仁关键单元单位



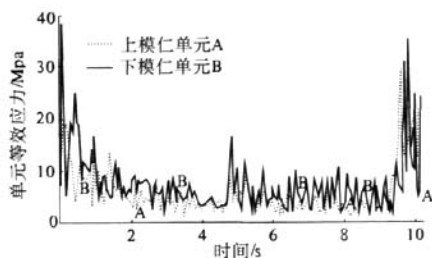
(b) 模板限位结构关键单元及结点位置

图 6 关键单元与结点位置编号

Fig. 6 Positions and numbers of key elements and key nodes



(a) 模板17 087及968号单元等效应力变化



(b) 模仁73 864及73950号单元等效应力变化

图 7 关键单元等效应力变化

Fig. 7 Von mises stress of key elements

模板碰撞结构处节点位移变化曲线如图 8 所示。从图 8 变化曲线可知,上限位结点在制动时刻,位移最大值为  $37.8 \mu\text{m}$  制动后,位移在  $10 \mu\text{m}$  范围内波动。下限位结点从模芯滑移开始至制动时刻,位移在  $0$  至  $10 \mu\text{m}$  范围内变化。制动后位移最大值为  $47.8 \mu\text{m}$ ,由于在线性比例范围内,结点位移能够回复至初始值。然而结点位移发生在

限位结构处,将对键合模腔对准定位精度产生一定影响;并且在模芯复位进行注塑时,影响产品注塑精度。

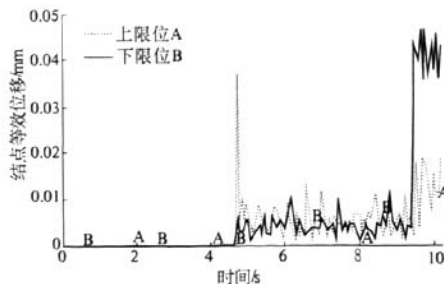


图 8 关键结点 10 822 及 6 643 号结点处位移变化

Fig. 8 Displacements of key nodes 10822 and 6643

### 3.3 结果分析及优化措施

(1) 根据以上分析可知,模芯滑移碰撞过程在材料的屈服极限范围内,发生弹性变形,然而对于频繁开合模的精密模具来说,使用寿命将大大减小。基于上述原因可将模芯限位块结构设计成面积大,厚度值大的结构,将模板上限位结构改成宽度值更大以此增加模具疲劳寿命;

(2) 模芯及模板限位结构处结点位移变化较大,最大位移量为  $47.8 \mu\text{m}$ ,对于模具表面结构及定位精度有较大影响。基于此问题模具材料则可以考虑在限位结构处进行表面热处理如渗氮、渗碳等或是进行时效处理,增强表面强度,减小其应变,提高模腔对准精度;

(3) 改进使用智能注塑机抽芯系统,抽芯控制模式采用两级变速、行程开关与时间共同控制模式,最大限度减小冲击载荷影响。

## 4 结束语

微流控芯片模具属于复杂精密模具,与一般注塑模具不同,需要进行准确多步的控制,而模芯限位结构对于整个模具的使用寿命及定位精度都有着至关重要的作用。通过非线性显式算法的 ANSYS/LS-DYNA 有限元分析结论可以得出模芯碰撞后各个部分动态响应,包括应力应变及结点位移,利用这些结果可以进一步分析模芯及模板的疲劳寿命,从而对模具结构进行优化,确保微流控芯片模具在达到产品精度要求条件下具有较长的使用寿命。

## 参考文献:

- [1] GOUKER R M, GUPTA S K, BRUCK H A. Manufac-

- turing of multi-material compliant mechanisms using multi-material molding[J]. *Int J Adv Manuf Technol* 2006,30:11-12.
- [2] LEE K Y. Polymers for microfluidic chips[J]. *Macromol Res*,2006,14:121-128.
- [3] 王晓东,刘冲,马骊群,等.塑料微流控芯片的制作及其自动化[J]. *高技术通讯*,2004,14(7):45-48.
- [4] CASALINO G,ROTONDO A. On the numerical modeling of the multiphysics self piercing riveting process based on the finite element technique[J]. *Advances in Engineering Software*,2008,39:787-795.
- [5] 姚文莉,陈滨.考虑摩擦的平面多刚体系统的冲击问题[J]. *北京大学学报:自然科学版*,2004,40(5):729-734.

## The Analysis of In-mold Dynamics about the Microfluidic Chips Based on Ansys/ls-Dyna

JIANG Bing-yan, CHEN Wen, YUAN Li, LI Dai-bing

(Key Laboratory of Modern Complex Equipment Design and Extreme Manufacturing Ministry of Education, Central South University, Changsha 410083, China)

**Abstract:** With the finite elements model based on system dynamical theory and with the help of ANSYS/LS-DYNA, the research simulates the in-mold dynamics for microfluidic chips. Based on the results of the simulation, the research shows that: the maximum Von mises stress is below the materials summit limits; the key points displacements have certain impact on the alignment precision of the mold cavities. The research provides the theory for the in-mold assemble(IMA) technology.

**Key words:** in-mold assemble; mold cavities alignment; ANSYS/LS-DYNA; mold life

(上接第71页)

- [7] Fluent Inc. *Fluent User's Guide*[M]. Fluent Inc, 2003

- [8] 茹卡乌斯卡斯 A A. 换热器内的对流传热[M]. 马昌文, 居滋泉, 肖宏才, 译. 北京: 科学出版社, 1986: 292-330.

## Influence of Flowing Impact Angle Heat Transfer in Fluid Flowing Across Tube Bundles

DONG Qi-wu, WANG Ye, LIU Min-shan

(Thermal Energy Engineering Research Center, Zhengzhou University, Zhengzhou 450002, China)

**Abstract:** Three-dimensional numerical simulation on heat transfer in fluid flowing across tube bundles is carried out by using the computational fluid dynamics software FLUENT, while the tube bundles are 87 tubes staggered arrangement with the specific flowing impact angles of 45°, 60°, 75° and 90°. The longitudinal and transverse tube pitch is 9.5mm and 11 mm, respectively. The numerical simulation results of the average heat transfer Nusselt number and the pressure drop from the inlet to outlet of models are investigated and compared with Жыкayckac's experimental correlation. With the Reynolds numbers from 5 000 to 20 000 in this paper, the fitting formula of the average heat transfer Nusselt number is given for different impact angles. The local heat transfer character in the circumferential direction along tube walls is also analyzed in detail. It showed that, the turbulent boundary layer separates from tube walls when the circumferential angle is about 105°, when the heat transfer coefficient is the lowest; the average heat transfer Nusselt number and pressure drop become bigger as the flowing impact angles increase. The comprehensive heat transfer performance is much better when the flowing impact angle is 45°.

**Key words:** flowing impact angle; flow across tube bundle; local heat transfer; numerical simulation