

文章编号: 1001- 2486(2010) 05- 0023- 06

多芯片焊球阵列封装体受热载荷作用数值模拟*

毛 佳, 江振宇, 陈广南, 张为华

(国防科技大学 航天与材料工程学院, 湖南 长沙 410073)

摘要: 针对典型高密度多芯片 BGA(焊球阵列) 封装体建立三维有限元分析模型, 研究不同尺寸封装体在稳态热载荷作用下的结构变形和应力情况, 在此基础上引入包含等效梁和危险焊球真实几何形状和间距等在内的简化模型以进行序列分析, 研究各设计参数对力学参量的影响。数值结果反映了封装体应力分布及其变化特点, 表明影响封装体变形和应力的主要参数; 提出的建模方法简便有效, 可以方便地用来分析不同类型的 BGA 封装, 并扩展应用至不同的分析目的, 为此种结构的设计和优化提供一定参考。

关键词: 多芯片组件; 焊球阵列封装体; 参数化有限元模型; 热载荷; 热应力

中图分类号: TB330.1 **文献标识码:** A

Numerical Simulation of Multi-Chip Ball Grid Array Package Under Thermal Loading

MAO Jia, JIANG Zhen-yu, CHEN Guang-nan, ZHANG Wei-hua

(College of Aerospace and Material Engineering, National Univ. of Defense Technology, Changsha 410073, China)

Abstract: Three dimensional parametric finite element analysis models were created for typical high density BGA (Ball Grid Array) package to analyze the structure deformation and stress when loading steady temperature upon packages with different sizes. A simplified model for series analysis including equivalent beam and critical solder ball was established to analyze the effect of design parameters upon the mechanical properties of the package. The numerical results reflected the stress distribution and varying traits of the package, main parameters affecting the deformation and stress were identified. The method developed is convenient and effective. Also it can be applied for analysis of different types of BGA, or can be used for different analysis purpose, and is of certain reference value for the design and optimization of such kind of packages.

Key words: multi-chip module; ball grid array package; parametric finite element model; thermal loading; thermal stress

多芯片组件封装体是具有高封装密度的高性能新型微电子模块, 随着封装密度不断提高、电子封装件体积减小, 芯片模块在工作过程中受热载荷作用而导致封装体失效的问题较为突出。芯片封装体是多种不同类型材料组合体, 由材料热膨胀特性差异产生的热应力是封装结构失效的主要原因之一。总体来看, 为缩短计算时间、提高效率, 主要研究工作集中在芯片级^[1] (未包括焊球和基板等因素), 通过构造二维^[2]、三维^[3-7] 或者片式有限元模型^[8], 以及早期的使用解析模型^[9] 等进行分析, 但均针对特定对象, 且考虑的设计参数有限^[10-11], 诸如研究包括焊球几何形状和间距等在内的参数变化对封装体热力学性能影响的有效处理方法还不多见, 未给出更一般意义上的 BGA 封装体受热载荷作用的变形与应力。

1 有限元模型

图 1 是本文研究的 MCM 封装结构剖面示意, 模型共分为八层, 由下至上分别是 PCB 板、焊球、基板、热扩散面与基板粘接层 1、底座、芯片、芯片与热扩散面热粘接层 2、热扩散面, 分别以 1~8 编号表示。基板尺寸 50mm × 34mm, 中间芯片尺寸 12mm × 12mm × 0.65mm, 两侧芯片尺寸 6mm × 6mm × 0.65mm, 两

* 收稿日期: 2010- 04- 06

基金项目: 国家 863 高技术资助项目(2007AA702503)

作者简介: 毛佳(1982-), 男, 博士生。

侧相对中间对称分布。初步研究设焊球直径 $\phi_2 = 0.9\text{mm}$, 间距 $d_2 = 1\text{mm}$, 高度 $h_2 = 0.8\text{mm}$ 。使用 APDL 语言建立参数化分析模型, 上述全部参数仅具有理论意义, 但所建模型能反映热应力实际变化规律, 并且能够按实际工程需要取值进行研究。为进一步简化, 假设焊球为截顶球体, 焊球阵列中所有焊球几何尺寸相同, 呈轴对称分布, 且焊点无缺陷; 各层间界面对应节点不发生相对位移, 结构完整性保持良好。由于本文重点研究稳态温度场作用下封装体应力集中情况和变化特点, 以及各设计参数对变形与应力的影响趋势, 而对焊点在循环载荷作用下的剪切塑性应变和疲劳效应不作考虑, 因此可以考虑采用与时间无关的弹塑性^[7]或线弹性本构关系^[12], 为简化, 本文采用了线弹性本构关系, 但这并不影响分析的目的, 仅适当改变材料本构和加载条件即可应用于相关分析。

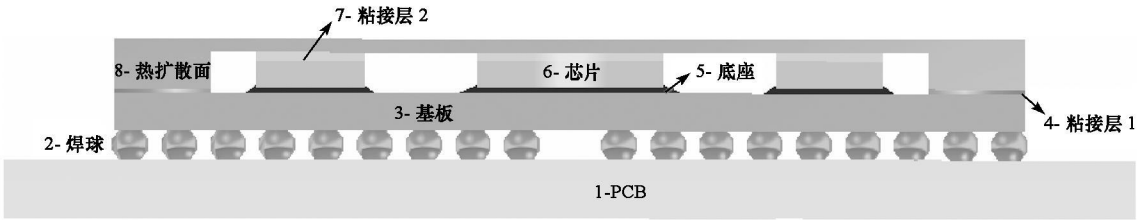


图 1 MCM 封装体结构剖面

Fig. 1 Structure section view of the MCM package

采用 t-mm-s 单位制, 各层材料的性能参数和厚度如表 1 所示, 厚度参数以 t_i ($i = 1, 3, 4, \dots, 8$) 表示。有限元模型如图 2 中 (a) ~ (c) 所示, 分别建立了不同尺寸单芯片封装 ($12\text{mm} \times 12\text{mm}$, $6\text{mm} \times 6\text{mm}$) 和三芯片封装的 $1/4$ 对称模型, 以对不同情况下的热应力分布进行全面研究, 图 2 (c) 中为显示清楚, 未绘制出部分单元。坐标原点选在模型底面中心, 对称面为 XZ 面和 YZ 面, 对几何模型进行布尔运算处理, 采用高精度 20 节点三维热传导单元 SOLID90 划分六面体网格。由于模型在不同方向上的尺寸差异较大, 因此划分网格前对线采用网格控制, 逐步增加线的划分密度直至计算结果相差在 5% 以内, 这样既保证了计算精度, 又不过多地增加计算量。采用间接分析法进行热-结构分析, 先计算出温度分布, 再将热单元转换为其对应的结构实体单元 (SOLID95), 加载温度场结果文件进行计算。结构分析边界条件是: 约束 XZ 对称面 Y 向自由度, 约束 YZ 对称面 X 向自由度, 近似认为 PCB 板的两个边界没有位移, 约束其全部自由度, 参考温度取默认值 273K。

表 1 BGA 组成材料的性能参数及厚度

Tab. 1 Performance parameters and thickness of the BGA constituting materials

编号	材料	λ (W/(m·K))	α ($10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$)	E (MPa)	μ	t_i (mm)
1	PCB	17	16	17.2e3	0.28	1.2
2	焊球	25	21.6	62e3	0.4	--
3	基板	18	6.9	21e3	0.39	0.5
4	粘接层 1	0.188	78	1e3	0.3	0.05
5	底座	18	27	7e3	0.3	0.075
6	芯片	119	2.62	155e3	0.28	0.65
7	粘接层 2	0.2	20	3.5	0.3	0.225
8	热扩散面	1.06	18.58	120e3	0.3	0.5

2 计算结果及分析

2.1 各组件应力结果及分析

本文考虑芯片中部节点作为整个封装体热源, 芯片中部节点取正常工作状态下的温度为 $80\text{ } ^\circ\text{C}$, 室温设为 $30\text{ } ^\circ\text{C}$, 模型外表面 (不包括对称面) 施加第三类传热学边界条件, 热对流系数取为 $12.5\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ 。经热分析得到的典型温度场分布如图 3 所示, 可见芯片热源附近区域, 特别是芯片下方的温度比较高, 而与空气接触的热扩散面表面部分温度低, 这是由于粘接层 2 导热系数小, 且粘接层 2 厚度较底座厚度大,

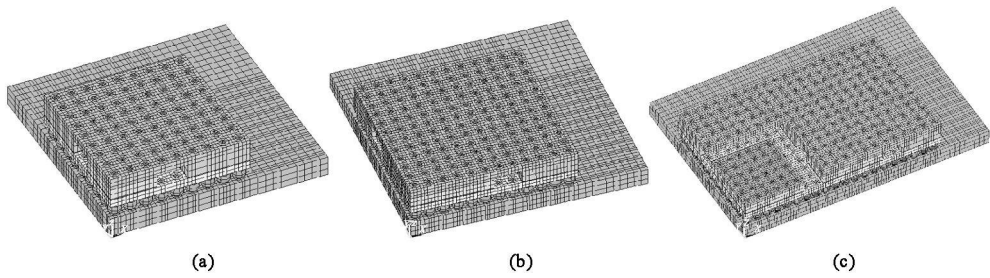


图 2 BGA 封装体有限元模型

Fig. 2 Finite element model of the BGA package

前者容易阻碍芯片散热。图 4 显示了温度载荷作用下模型(c)的热扩散面 Von Mises 等效应力分布。可见由于热扩散面几何形状有突变, 且其弹性模量较高, 热扩散面内表角点附近处存在应力集中, 其最大值约 77MPa, 实际工作中角点处的应力集中也是使外壳产生裂纹或外壳发生破裂的原因之一。模型(a)和(b)同样具有这样的特点, 但热扩散面角点处的最大应力值较模型(c)高, 分别约为 111.21MPa 和 114.39MPa。另外, 对三个模型的计算表明, 底座上、下表面角点和芯片底面角点部位均是应力集中区域, 且在底座与基板连接界面的角点位置处应力值最大。这是由于底座上、下表面分别与芯片和基板连接, 三种材料热膨胀系数差异大, 在温度载荷作用下使底座角点处变形复杂, 相比基板, 芯片具有最大的等效应变等级。

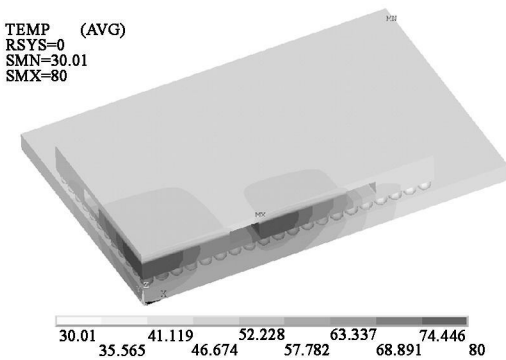
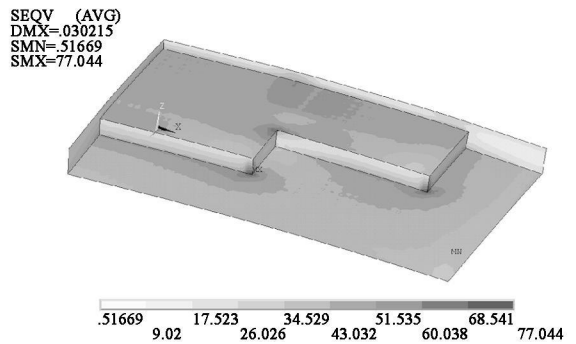
图 3 温度场计算结果
Fig. 3 Temp distribution图 4 模型(c)热扩散面 Von Mises 等效应力
Fig. 4 Von Mises stress of e-model's heatspreader

图 5 给出模型(b)的焊球和基板应力分布(单元平均后结果), 在基板下表面角点(对角线上离结构中心最远)界面处的应力集中程度最为明显。这是由于在 PCB 板、焊球和基板三种材料中, 焊球的热膨胀系数最大, 在温度载荷作用下焊球发生膨胀, 由于焊球将 PCB 板和基板连在一起, 使它们在横向的变形相互制约, 且在纵向焊球的自由膨胀受阻碍以及由对称中心向边界的变形累加效应, 使得在焊球和基板的连接界面处应力较大。对焊球阵列而言, 模型(a)的计算结果表明, 阵列最大等效应力处于芯片角点下方最接近芯片边缘的焊球上表面, 其应力分布如图 6 所示, 最大值约为 83.16MPa。而模型(b)和(c)则是对角线上离结构中心最远处焊球为高应力区, 最大值分别约为 106.08MPa、137.11MPa。

由以上计算可知, 对整个封装体而言, 热扩散面内表角点区域、芯片下表面角点区域、底座角点区域和焊球阵列与 PCB 板连接界面的角点处、焊球阵列与基板连接界面(包括基板下表面角点和芯片角点对应的下方界面位置)处是应力集中区域。焊球阵列的高应力区总是处于在芯片角点下方接近芯片边缘焊球的上表面, 或在对角线上离结构中心最远的焊球上/下表面, 且峰值随封装体尺寸的增加(芯片尺寸增加)而升高, 这表明对较小尺寸的封装, 芯片的局部效应较为明显, 对较大尺寸的封装, 这种效应逐步减弱, 而整体变形对焊球应力的影响程度增加。同时, 整体最大 z 向挠度随封装体尺寸增加而上升, 这一结果也符合上述趋势。

2.2 等效简化模型

对整体模型的详细分析有助于了解封装体结构受稳态热载荷后的力学特性, 但其规模大, 对计算机

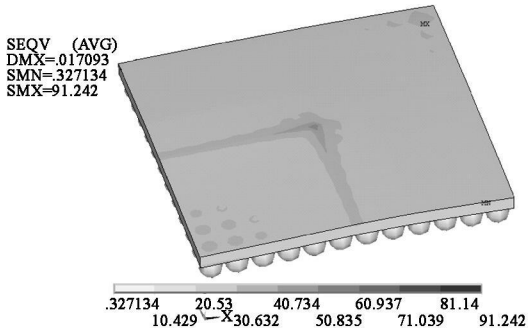


图5 模型(b)基板及焊球部分应力分布

Fig. 5 Substrate and solder ball stress distribution of model b

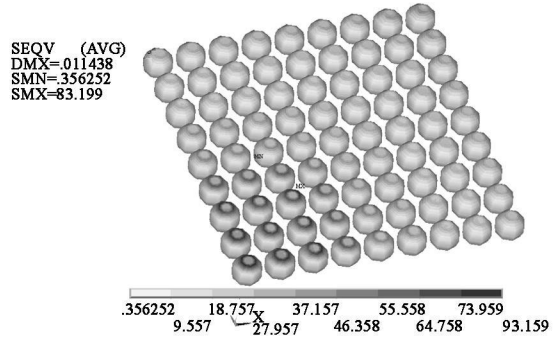


图6 模型(a)焊球阵列应力分布

Fig. 6 Solder ball array stress distribution of model a

硬件的要求高,为研究各设计参数对封装体应力的影响,应对模型进行适当简化,以适应序列分析的要求。由于影响有限元分析模型最主要的因素是焊球的几何形状,对包含有球体的封装体建模时,需进行大量布尔运算,处理起来较耗时,因此简化重点集中在对焊球的等效。总体来看,对包括焊球阵列在内的BGA封装等效建模方法主要有片式模型、拓扑退化^[13-14](简化为柱或块体)和解析模型等,片式模型具有一定局限,如在有多个芯片布置时难以反映全部要素,简化柱模型不适于建立参数化模型,而解析模型由于其理论假设而有应用局限性,因此本文采用等效梁单元代替焊球(最危险焊球仍采用真实实体网格)。焊球上下表面分别连接基板和PCB板,在温度载荷作用下由于材料热膨胀系数不同而在连接界面上发生拉伸、剪切和弯曲变形,采用空间梁单元能够在节点处提供相应的拉伸、剪切和弯曲刚度。已假设焊球是截顶球体,因此它与基板和PCB板的连接界面是一实心圆面。对等效梁模型作如下假设:梁端节点分别位于焊球与基板和PCB板的连接界面中心;界面是刚性的,即在发生转动时仍保持为圆面;忽略圆面内的扭转。实际上,对已有结果的分析表明在圆面上的扭矩 MZ (绕过圆心竖轴)相比 MX 和 MY ,是十分微小的,因此在耦合梁端节点与实体节点自由度时对绕梁轴的转动不予考虑。

应用ANSYS提供的自定义截面梁方法建立变截面梁文件,单个焊球均以8个变截面等效梁单元模拟,打开线单元形状开关后的模型示意如图7所示,其中还包括一个与总体坐标系平行的局部坐标系。实体单元节点无转动自由度,为此在梁端节点和实心圆面区域之间建立约束方程以传递转动自由度,在这种情况下,梁端节点转角即代表圆面的转动。以通过圆面中心、与 XZ (YZ)面平行的平面切分体,生成网格后再在圆面中心节点及其周围4个邻近节点之间建立转动自由度约束方程,近似地模拟圆面上的连接关系。以圆面绕通过圆心的 Y 轴转动为例,约束方程形式如下

$$UZ(1) - UZ(2) - S \cdot ROTY(3) = 0$$

式中, $UZ(1)$ 和 $UZ(2)$ 分别是参与约束的两个从节点(实体单元节点)的 Z 向位移, $ROTY(3)$ 是主节点(梁端节点)绕 Y 轴的转动, S 表示从节点间距。全部约束方程的建立通过APDL循环实现。这种方法具有一定近似性,但计算表明可有效地反映封装体的力学性能,采用上述网格划分方案得到的结果与图2中所示的模型基本一致,最大误差不超过6%,其位移和应力分布情况也完全相同,而平均来看,简化模型的节点数和单元数分别仅相当于详细模型的13.29%和12.56%;可方便地建立包括焊球直径、间距和高度在内的参数化模型,而不必考虑由此带来的球体真实几何形状变化。由于大多数情况下仅需详细研究危险部位的焊球应力分布情况,因此可以只对该焊球建立真实的实体模型,而其余焊球采用等效梁代替。根据上述思路建立的一个典型简化模型($\phi_2 = 0.9\text{mm}$, $d_2 = 1.27\text{mm}$, $h_2 = 0.75\text{mm}$)如图8所示。若还需评估其余焊球的应力情况,仍可由计算输出的梁单元结果作为载荷对单个焊球子模型进行加载^[7],近似地计算出其应力分布。须指出,当需要评估封装件在热循环载荷作用下的应力应变响应时,焊球可转换至相应的单元和本构模型,如VISCO107实体单元使用Anand材料模型,而ANSYS单元库中未提供可直接使用Anand模型的梁单元,但可使用文献[2]中提供的焊球材料在不同温度下的应力-应变曲线,通过APDL中的TBDATA命令自定义梁单元在热循环载荷作用下的材料模型。若使用SOLID45单元(无中间节点)并有转换成VISCO107单元的计算要求,则对相邻焊球间线段的网格划分进行加密控制以满足约束方程的节点数要求。

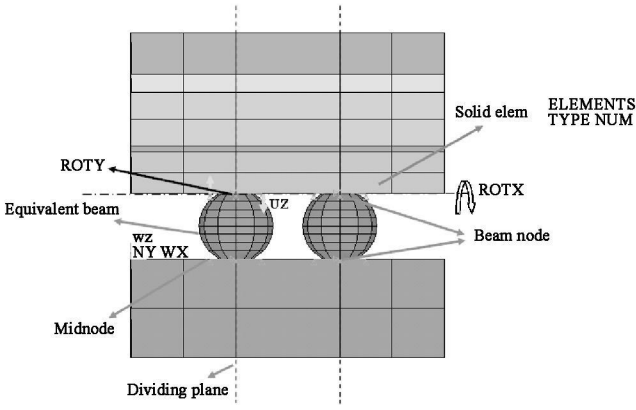


图 7 等效梁模型示意

Fig. 7 The equivalent beam model

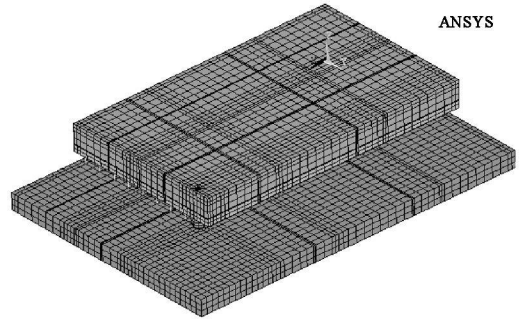


图 8 典型简化模型

Fig. 8 Typical simplified model

2.3 序列分析及计算结果

使用等效简化模型进行了变量灵敏度分析, 研究各层厚度设计变量 $t_i (i = 1, 3, 4, \dots, 8)$ 以及焊球直径 ϕ_2 、间距 d_2 和高度 h_2 对封装体最大 z 向挠度 w_z 、焊球最大等效应力 σ_2 和芯片最大等效应力 σ_6 的影响。以 t_{i0} 表示各厚度初始值(与表 1 中保持一致), 其变化范围是: $t_{6\min} = t_{60} = 0.65\text{mm}$, $t_{6\max} = 1.5\text{mm}$; 其余 ($i \neq 6$) $t_{i\min} = 0.6t_{i0}$, $t_{i\max} = 1.4t_{i0}$; $\phi_{20} = 0.9\text{mm}$, $\phi_{2\min} = 0.85\text{mm}$, $\phi_{2\max} = 1.1\text{mm}$; $d_{20} = 1.27\text{mm}$, $d_{2\min} = 1\text{mm}$, $d_{2\max} = 1.905\text{mm}$; $h_{20} = 0.8\text{mm}$, $h_{2\min} = 0.48\text{mm}$, $h_{2\max} = 0.85\text{mm}$ 。

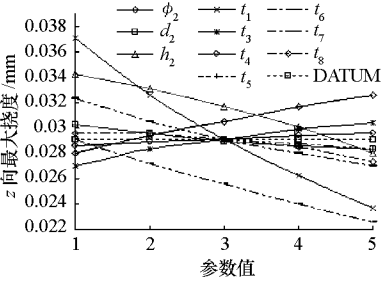


图 9 z 向最大挠度曲线

Fig. 9 Maximum z deflection curve

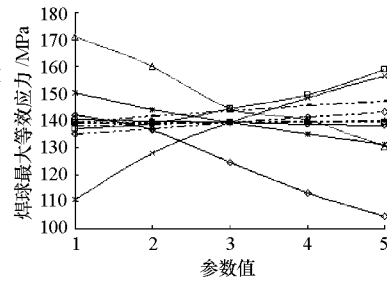


图 10 焊球最大等效应力曲线

Fig. 10 Solder max Von stress curve

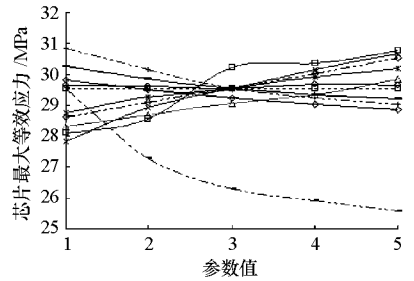


图 11 芯片最大等效应力曲线

Fig. 11 Chip max Von stress curve

图 9~ 图 11 给出序列分析的结果曲线, 横轴以“1”代表设计变量最小值, “5”代表设计变量最大值, 各设计变量在其值区间内均匀地取 5 个计算点, 各曲线与图 9 中的图例保持一致, 标有“DATUM”的图例是初始参考值。由图 9 中曲线可知, 封装体变形主要受 ϕ_2 、 h_2 、 t_1 和 t_6 的影响, h_2 、 t_1 和 t_6 每增加 40%, w_z 分别平均下降约 9.11%、18.10% 和 11.26%, ϕ_2 的增加则使最大挠度有所上升; 焊球最大等效应力 σ_2 显著地受其本身参数 ϕ_2 、 d_2 和 h_2 , 以及 PCB 板厚度 t_1 和基板厚度 t_3 的影响。当 ϕ_2 从 0.85mm 变化至 1.1mm, σ_2 下降约 26.23%, 当 h_2 从 0.48mm 增加到 0.85mm 时, σ_2 下降约 23.64%。因此合理设计焊球高度和直径对控制焊球应力十分重要; d_2 和 t_1 的增加使 σ_2 逐渐上升, 而 t_3 增加则使 σ_2 下降。芯片最大等效应力主要受芯片本身厚度和焊球、基板参数影响, 但总体上变化不大, 其中芯片厚度 t_6 由 0.65mm 增加至 1.5mm, σ_6 下降约 13.41%。

3 结论

针对典型高密度多芯片焊球阵列封装体建立了参数化三维有限元分析模型, 研究稳态热载荷作用下封装体应力分布及其规律, 在此基础上引入简化模型以考虑各层材料的厚度参数对热应力和变形的影响。由于各层材料热传导系数和热膨胀系数的不匹配, 温差引起封装体的内部产生了相对位移, 产生热应变和热应力, 数值结果给出封装体的变形和应力分布情况, 反映了封装体力学参量随其几何参数变

化的特点。设计变量灵敏度分析表明了影响封装体变形和应力的主要参数,提出的方法和数值分析结果为此种结构的设计和 optimization 提供一定参考。

参考文献:

- [1] Zhang X W, Wong E H, et al. Thermo-mechanical Finite Element Analysis in a Multichip Build up Substrate Based Package Design[J]. *Microelectronics Reliability*, 2004, 44: 611- 619.
- [2] Liu D S, Ni C Y, Chen C Y. Integrated Design Method for Flip Chip CSP with Electrical, Thermal and Thermo-mechanical Qualifications[J]. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2003, 39: 661- 667.
- [3] Zhang X W, Kripesh V, Chai T C, et al. Board Level Solder Joint Reliability Analysis of a Fine Pitch Cu Post Type Wafer Level Package (WLP) [J]. *Microelectronics Reliability*, 2008, 48: 602- 610.
- [4] 邵宝东, 孙兆伟, 王丽凤, 等. 陶瓷球栅阵列封装热致疲劳寿命分析[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2007, 39(10): 1625- 1630.
- [5] Ren W, Wang J J. Shear-based Simplified Electronic Package Model Development and Its Application for Reliability Analysis[J]. *Electronics Packaging Technology Conference*, 2003, 217- 222.
- [6] Lai Y S, Wang T H. Optimal Design Towards Enhancement of Board-level Thermo-mechanical Reliability of Wafer-level Chip-scale Packages[J]. *Microelectronics Reliability* 2007, 47: 104- 110.
- [7] Lee T, Lee J, Jung I. Finite Element Analysis for Solder Ball Failures in Chip Scale Package[J]. *Microelectronics Reliability* 1998, 38: 1941- 1947.
- [8] 许杨剑, 刘勇, 梁利华, 等. 芯片叠层球栅阵列尺寸封装的焊球疲劳寿命预测[J]. *浙江工业大学学报*, 2004, 32(6): 668- 673.
- [9] Borgesen P, Li C Y. Analytical Estimates of Thermally Induced Stresses and Strains in Flip-chip Solder Joints[C]//*Proceedings of the joint ASME/JSME Advances in Electronic Packaging*, Book No. G0660B, 1992, 845- 854.
- [10] Hossain M M, et al. Design Optimization and Reliability of PWB Level Electronic Package[J]. *Journal of Electronic Packaging*, 2007, 129: 9- 18.
- [11] Xu L, et al. A Simulation-based Multi-objective Design Optimization of Electronic Packages Under Thermal Cycling and Bending [J]. *Microelectronics Reliability*, 2004, 44: 1977- 1983.
- [12] 葛增杰, 顾元宪, 王宏伟, 等. 电子封装件受热载荷作用有限元数值模拟分析[J]. *大连理工大学学报*, 2005, 45(3): 320- 325.
- [13] Chan Y S, Ricky Lee S W. Thermal Resistance Analysis of a Multi-stack Flip Chip 3- D Package[C]//*Electronic Components and Technology Conference*, 2006.
- [14] Syed A. Predicting Solder Joint Reliability for Thermal, Power, & Bend Cycle within 25% Accuracy [C]//*Electronic Components and Technology Conference*, 2001.

(上接第 16 页)

4 结论

本文研究了大椭圆轨道追踪器的固定时间多圈 Lambert 转移最优解快速确定。通过对固定时间多圈 Lambert 转移解的深入分析,阐述了转移时间与转移轨道参数的关系,结合无时间约束最优直接碰撞交会的辅助研究,只比较两个解就可以得到固定时间多圈 Lambert 转移 $2N_{\max} + 1$ 个解中的最优解。仿真结果表明提出新方法的正确性,且多圈 Lambert 转移最优解的计算效率可得到提高(对于转移时间较长的多圈 Lambert 问题,该方法优越性更显著)。

参考文献:

- [1] Shen H J, Tsiotras P. Optimal Two-impulse Rendezvous Using Multiple-revolution Lambert Solutions[J]. *Journal of Guidance, Control, and Dynamics*, 2003, 26(1).
- [2] Prussing J E. A Class of Optimal Two-impulse Rendezvous Using Multiple-revolution Lambert Solution[C]//*Advances in the Astronautical Sciences*, Univelt. Inc. San Diego, CA, 2000, 106.
- [3] Luo Y Z, Tang G J, Lei Y J, et al. Optimization of Multiple-impulse Multiple-revolution Rendezvous Phasing Maneuvers[J]. *AIAA Journal of Guidance, Control and Dynamics*, 2007, 30(4): 946- 952.
- [4] 朱仁璋, 蒙薇. 航天器交会两点边界值问题[J]. *宇航学报*, 2006, 27(6).
- [5] 韩潮, 谢化伟. 空间交会中多圈 Lambert 变轨算法研究[J]. *中国空间科学技术*, 2004(5).
- [6] 任莹. 人造地球卫星轨道力学[M]. 长沙: 国防科技大学出版社, 2001.