DOI：10.13890/j.issn.1000-128X.2024.04.005

基于高速动车组服役环境下的功率器件主端子连接结构设计与评价

曾祥浩，张　晓，贺冠强，吴书舟
（株洲中车时代电气股份有限公司，湖南 株洲 412001）

摘　要：为了提高高速动车组服役环境下功率器件主端子连接结构的服役可靠性，文章通过有限元分析对IGBT器件主端子结构焊层的疲劳可靠性进行研究，并且运用不同的理论预测焊层疲劳寿命并通过功率循环试验进行了验证。结果表明，随着主端子焊层孔洞率的增加，循环周次会降低，但影响并不明显。随着主端子焊层厚度逐渐增加，循环周次呈现出先增加后减少的变化规律。在功率循环过程中，主端子结构焊层的退化表现为灰色含Sn相的粗化，采用基于能量的Darveaux模型进行分析更加符合功率器件主端子结构焊层的退化过程。故在主端子结构中，影响其服役寿命的主要因素为焊层厚度。

关键词：高速动车组；IGBT；焊层疲劳；可靠性；有限元分析

中图分类号：U292.91+4　　**文献标志码：**A　　**文章编号：**1000-128X(2024)04-0041-10

0　引言

绝缘栅双极型晶体管 (insulated gate bipolar transistor, IGBT)作为电机控制和功率变换器的主要器件，在轨道交通、新能源汽车、智能电网、家电等领域中得到了广泛的应用[1]，而轨道交通及新能源汽车均是对系统及部件可靠性要求很高的领域，这也导致对应用于这两个领域的IGBT器件的可靠性要求较高[2]。

服役过程中由于各封装材料热膨胀系数不同而产生热应力是器件失效的主要原因，故封装连接部位往往是失效的主要位置[3]。以往在可靠性评价的时候侧重关注与芯片有关的连接部位，而对主端子与衬板之间的连接可靠性鲜有关注，主端子与衬板之间的连接故障却时有发生。

有限元分析（finite element analysis, FEA）被广泛地应用于电力电子产品封装失效机理分析及可靠性评价等研究中。相比于加速老化试验成本高、周期长等缺点，FEA能够实现对封装器件的多物理场耦合分析[4-5]。目前FEA技术在IGBT器件可靠性分析中取得了一定的进展，也建立了一些分析模型，但这些研究与模型基本都集中在与芯片有关的连接部位，而主端子与衬板之间的连接位置的研究鲜有报道。与此同时，对于封装连接部位的关注都是集中在孔洞的影响上，对连接层厚度的影响却少有关注。本文针对高速动车组功率器件真实服役场景，采用FEA技术对IGBT主端子连接结构的可靠性进行研究，重点关注连接层孔洞与厚度对端子连接结构可靠性的影响，相关结果已通过功率循环试验进行验证。

1　IGBT器件有限元模型

1.1　IGBT器件有限元建模

以某型号动车组整流IGBT器件为仿真原型，三维模型如图1所示。其中，主端子与衬板之间连接的焊层结构被制作成剖面试样，通过扫描电子显微镜（Scanning Electron Microscope, SEM）观察如图2(a)所示，主端子焊层结构由上往下依次为*A*（铜主端子）、*B*（主端

基金项目：国家重点研发计划项目(2022YFB4300100)
通信作者：贺冠强，男，博士，正高级工程师，主要从事变流器的研发工作；E-mail: 398589787@qq.com
引用格式：曾祥浩, 张晓, 贺冠强, 等. 基于高速动车组服役环境下的功率器件主端子连接结构设计与评价[J]. 机车电传动, 2024(4): 41-50.DOI: 10.13890/j.issn.1000-128X.2024.04.005.
Citation：ZENG Xianghao, ZHANG Xiao, HE Guanqiang, et al. Design and evaluation of main terminal connectors for power modules in the service environment of high-speed EMUs[J]. Electric drive for locomotives,2024(4): 41-50.DOI:10.13890/j.issn.1000-128X.2024.04.005.

子与衬板焊层）、*C*（衬板上覆金属层）、*D*（衬板绝缘层）、*E*（衬板下覆金属层）、*F*（衬板与基板焊层）、*G*（基板）。同时将IGBT内的主端子焊层根据从左至右、从上至下依次编号为R1到R12，如图2(b)所示。

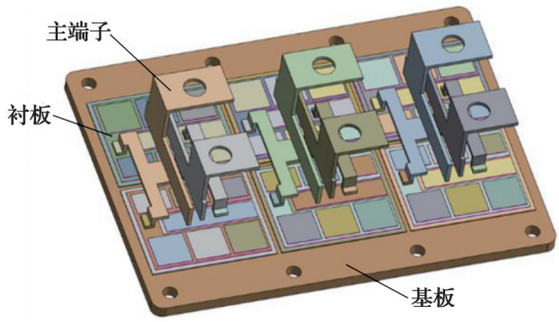
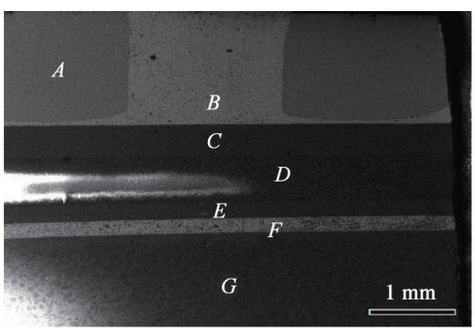
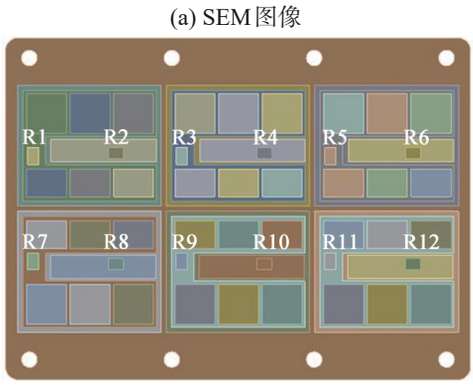


图1　IGBT器件三维模型

Fig. 1　3D model of IGBT module



(a) SEM图像



(b) 编号

图2　主端子焊层结构SEM图像和编号

Fig. 2　SEM images and numbers of solder layer structures for main terminal

根据IGBT器件三维模型，研究团队在有限元仿真软件Ansys 2024 R2中建立等比例的有限元几何模型，如图3所示。考虑器件本身的几何与传热特性以及计算复杂程度，对几何进行以下简化：① 忽略散热器几何来提高计算效率，散热器作用根据散热器与器件特性通过设置边界条件来体现；② IGBT器件主要的散热通道为散热器，树脂外壳及硅胶对其散热影响不大，故在建模时将其忽略；③ 键合线对IGBT器件温度分布影响较小，且非文本研究重点，故在建模时将其忽略。仿真循环次数为3次。

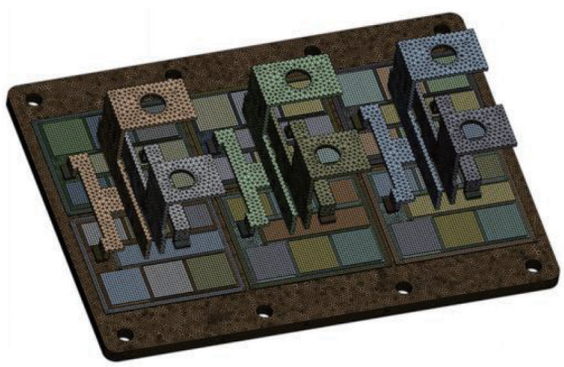


图3　IGBT器件有限元模型

Fig. 3　Finite element model of IGBT module

1.2　IGBT器件材料物理参数特性

IGBT器件由不同材料封装而成，通过实际测量及查阅模块Datasheet获取器件各封装材料及相关参数如表1所示[6-7]。

IGBT/FRD芯片材料Si中导热系数随温度的变化规律如下[8]：

$$\lambda_{\mathrm{Si}}(T)=\frac{A}{T-B}\ \mathrm{W/(cm\cdot K)} \tag{1}$$

式中：*A*、*B*为常数，*A*=320，*B*=80。

相对于半导体材料，金属的导热系数随温度变化较小，故不考虑其随温度变化的影响。

焊层钎料在一定温度下长期服役存在着可恢复的弹性变形以及不可恢复的塑性变形与蠕变[7]，由于塑性变形与蠕变微观本质上都是由于位错相关运动所导致[9]，故采用统一型粘塑性本构来反映焊层钎料与温度、时间相关的材料特性比较合适。其中Anand本构模型是应用最为广泛的粘塑性本构模型[10]，其本构方程由流动方程及内部状态变量演化方程组成。

表1　IGBT器件中材料物理参数特性

Table 1　Physical parameters of materials in IGBT module

位置	材料	热导率/ (W·(m²·℃)⁻¹)	密度/ (kg·m⁻³)	比热容/(J·(kg·℃)⁻¹)	弹性模量/GPa	热膨胀系数/(10⁻⁶K⁻¹)	泊松比
基板	AlSiC	200	2 960	760	230	7.5	0.254
衬板铝层	Al	238	2 700	915	69	23.6	0.330
衬板绝缘层	AlN	165	3 260	745	310	4.6	0.240
焊层	Pb-Sn	34	7 380	167	450	17.6	0.300
主端子	Cu	398	8 960	385	110	17.8	0.340
IGBT/FRD	Si	见式(1)	2 320	713	112	2.5	0.280

流动方程可以表示如下：

$$\dot{\varepsilon}_p = A\cdot\exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)\left[\sinh\left(\varepsilon\frac{\sigma}{s}\right)\right]^{\frac{1}{m}} \tag{2}$$

内部变量演化方程可表示如下：

$$\dot{s} = \left[h_0\left(|B|\right)^{\alpha}\frac{B}{|B|}\right]\dot{\varepsilon}_p \tag{3}$$

$$B = 1-\frac{s}{s^*} \tag{4}$$

$$s^* = \bar{s}\left[\frac{\dot{\varepsilon}_p}{A}\cdot\exp\left(\frac{Q}{RT}\right)\right]^n \tag{5}$$

式中：A为常数；Q为活化能；m为应变率灵敏指数；ε为应力乘子；h_0是软硬化常数；α是软硬化相关的应变率敏感指数；$\bar{s}$为饱和系数；n为变形阻抗饱和值的应力敏感率指数。

1.3　边界条件及载荷施加

为了分析IGBT器件主端子焊层长期服役的可靠性，研究团队根据GB/T 29332—2012及实际功率循环测试工况，开展分钟级功率循环试验。每个功率循环周期为120 s，由4个载荷步组成：断–开转换时间1 s，导通时间59 s，开–断转换时间1 s，关断时间59 s。IGBT器件工作时开关频率较高，故采用工作波形积分平均值作为施加载荷，芯片为唯一发热源，根据器件手册及实际使用工况计算，IGBT芯片与FRD芯片的体积生热率分别为1.69×10^9 W/m^{3}和1.14×10^9 W/m^3。

为模拟IGBT器件在动车运行过程中的真实散热情况，基于散热器台面测试温度、散热器布局及散热器上热管布局（如图4所示），将其对流换热系数分为1 250 W/(m^2·℃)、2 750 W/(m^2·℃)以及3 000 W/(m^2·℃)3部分，分别对应图4中A、B及C3个区域。基板的4个侧面与空气自然对流换热系数为15 W/(m^2·℃)，环境温度为40 ℃。

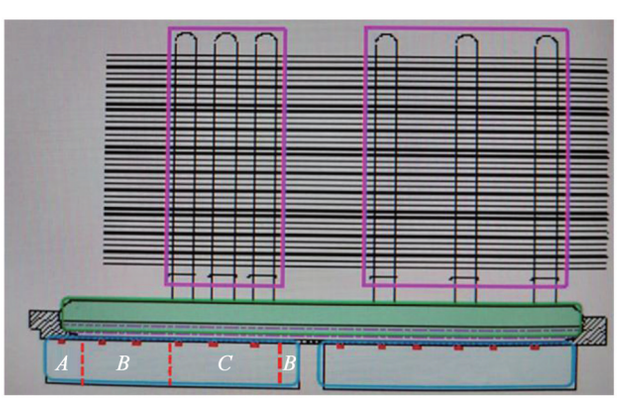


图4　IGBT器件在散热器上的布局

Fig. 4　Layout of IGBT module on the radiator

2　仿真结果分析

2.1　结温分析

图5与图6为上述功率循环工况下IGBT器件整个温度变化情况，在一个周期内IGBT器件的结温波动约为80 ℃，结温变化与加载功率很好地相对应，IGBT器件导通关断转化会造成结温的迅速波动。同时结温最高的位置位于R1及R7主端子附近的IGBT芯片，最高温度可达129 ℃。

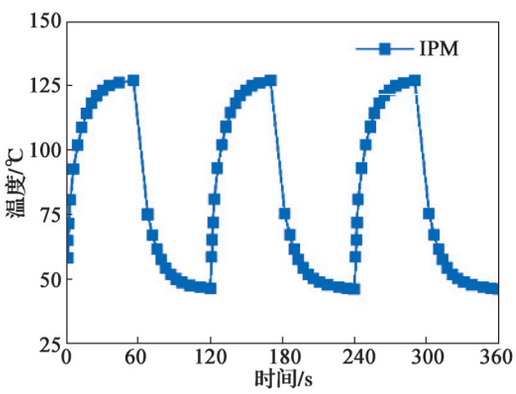
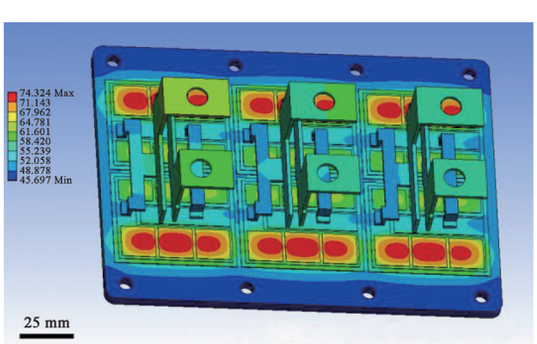


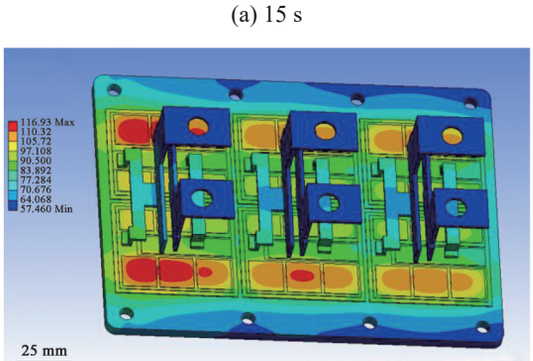
图5　IGBT器件功率循环工况下最高结温变化

Fig. 5　Variations in maximum junction temperature of IGBT module under power cycle condition

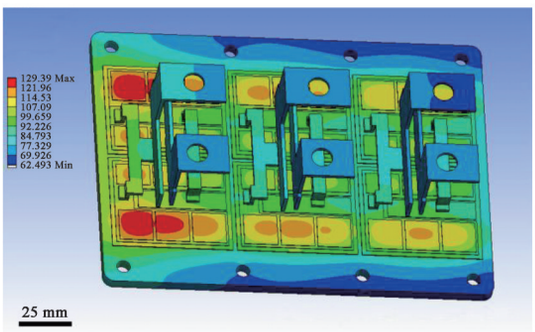
图7与图8为上述功率循环工况下IGBT不同位置主端子焊层整个温度变化情况。从图7、图8可以看出，主端子钎焊层最高温度出现在R1及R7位置，最高温度可达105 ℃左右，一个周期内温度波动约为65 ℃。这2个位置温度变化规律基本一致。



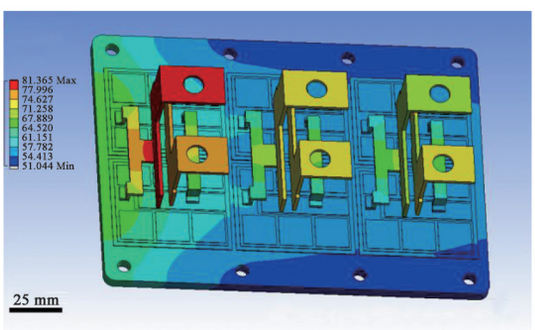
(a) 15 s



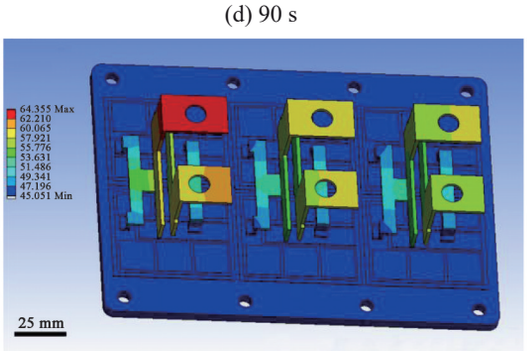
(b) 30 s



(c) 60 s



(d) 90 s



(e) 120 s

图 6　IGBT 器件功率循环工况下不同时刻结温变化

Fig. 6　Variations in junction temperatures of IGBT module under power cycle condition at different times

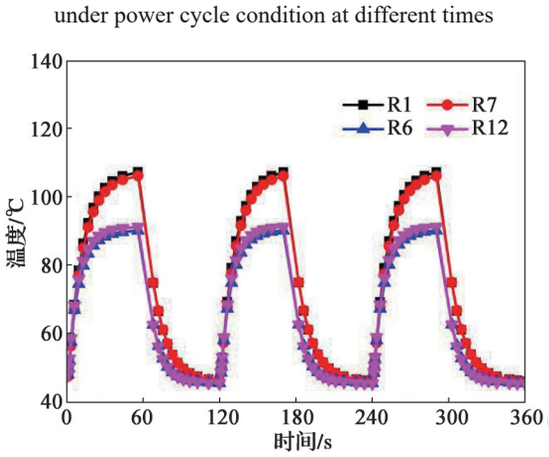
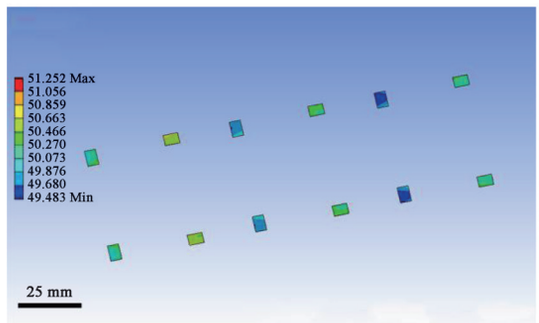


图 7　不同主端子钎焊层功率循环工况下的结温变化

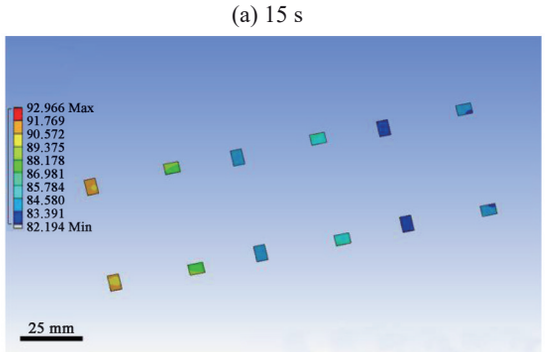
Fig. 7　Variations in junction temperature of solder layer in different main terminals under power cycle condition

2.2　变形分析

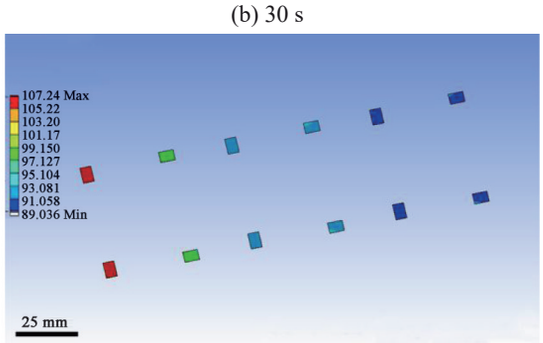
图 9 为上述功率循环工况下 IGBT 器件及主端子钎焊层的变形情况。从图 9 可以看出，整个 IGBT 器件的



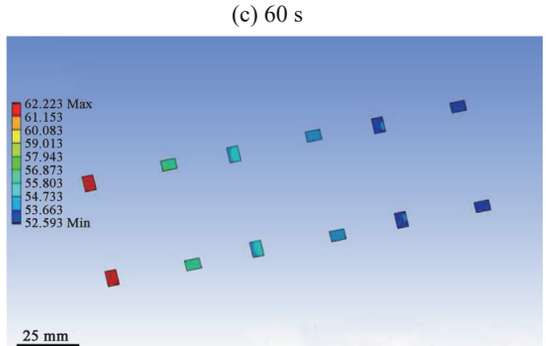
(a) 15 s



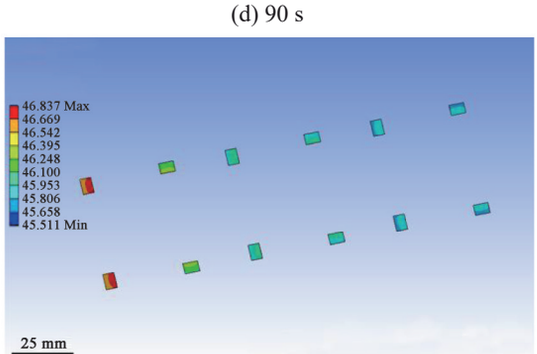
(b) 30 s



(c) 60 s



(d) 90 s



(e) 120 s

图 8　主端子钎焊层 PC 循环工况下的结温变化

Fig. 8　Variations in junction temperature of solder layer in main terminal under PC cycle condition

变形位移都非常小，而对于主端子钎焊层，变形位移整体也都不大，最大位移为 1 μm 左右，出现在 R1 与 R7 位置，变形量不到整个焊层厚度的 1.5%。

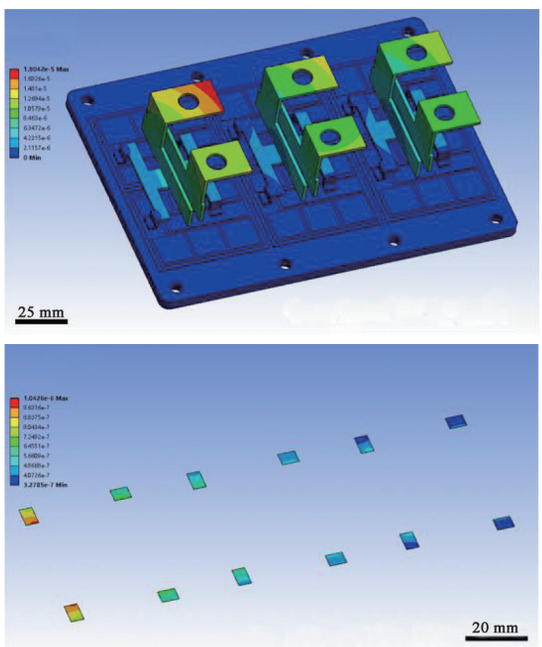


图 9　IGBT 器件及主端子钎焊层功率循环工况下的变形情况

Fig. 9　Deformation of solder layer in main terminal and IGBT module under power cycle condition

2.3　应力分析

图 10 为上述功率循环工况下 IGBT 器件及主端子钎焊层的应力情况。从图 10 可以看出，整个 IGBT 器件的应力都不大，最大应力出现在主端子底部，为 13.7 MPa。对于主端子钎焊层，最大应力出现在 R1 与 R7 位置焊层，大小为 4.4 MPa。

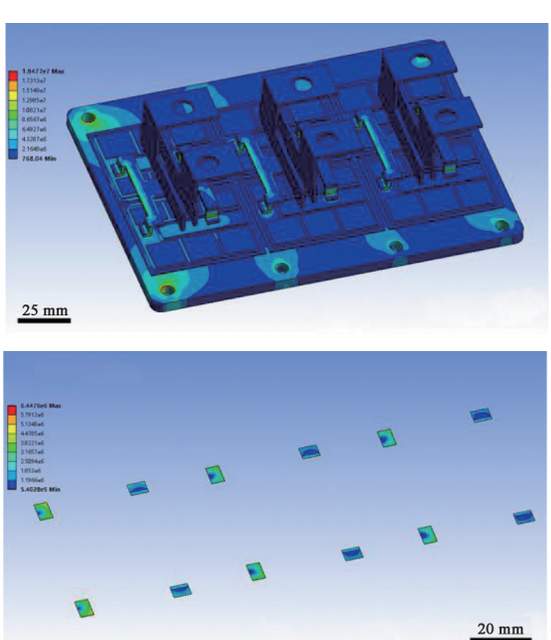


图 10　IPM 器件及主端子钎焊层 PC 循环工况下的应力情况

Fig. 10　Stress of solder layer in main terminal and IPM module under PC cycle condition

2.4　基于应变的疲劳寿命分析

焊料层在遭受热应力与机械应力冲击时，会产生弹性变形、塑性变形及蠕变，基于应变的疲劳寿命模型把焊层的寿命与最大非弹性应变或非弹性应变增量相关联，其中应用最广泛的是 Coffin-Manson 公式[11]，如式(6)所示。

$$N_{\mathrm{f}}=A\left(\Delta\varepsilon_{\mathrm{in}}\right)^{m} \tag{6}$$

式中：N_{f}为失效循环的周期数；$\Delta\varepsilon_{\mathrm{in}}$为每周期的非弹性应变变化量（即塑性应变与蠕变）；$m$ 和 A 为常数，根据文献[12]相同成分比例的 Pb-Sn 焊料 m 和 A 分别为 −1.98 和 0.159。

图 11 为上述功率循环工况下 IGBT 不同位置主端子焊层非弹性变形情况。从图 11 可以看出，主端子钎焊层最大非弹性应变出现在 R1 及 R7 位置。图 12 为 R7 主端子钎焊层 PC 循环工况下非弹性变形情况，可以观察到 R7 位置的非弹性应变随着循环周次的增加而逐渐增大，同时，最大非弹性变形出现在 R7 端子的边缘处，选取第二与第三循环周次的非弹性应变作差，得到其增量，同时结合 Coffin-Manson 公式与 Pb-Sn 焊料 m 和 A 值可求得在 PC 循环工况下 IGBT 主端子焊层的循环周次为 235 598 次。

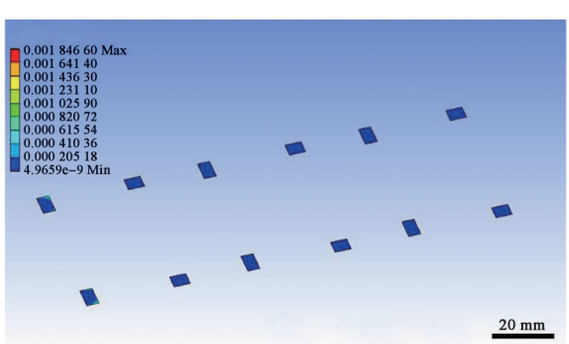


图 11　IPM 主端子钎焊层功率循环工况下非弹性变形情况

Fig. 11　Inelastic deformation of solder layer in IPM main terminal under power cycle condition

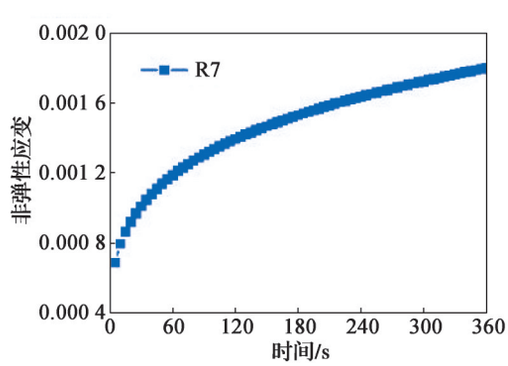


图 12　R7 主端子钎焊层功率循环工况下非弹性变形情况

Fig. 12　Inelastic deformation of solder layer in R7 main terminal under power cycle condition

2.5 基于能量的疲劳寿命分析

焊料层的疲劳寿命也与其应力应变滞后环的应变能相关，认为产生材料的非弹性变形需要能量，且每周期内的应力应变滞后环反映了在一个加载周期中材料消耗的能量，这些能量一部分转化为热能，另一部分对材料造成损伤，使焊层最终失效。同时，针对焊料层中裂纹萌生与扩展规律，Darveaux提出了基于能量的裂纹生长判据[13]，将每一循环中的平均塑性功密度的积累ΔW_{avg}与焊层起裂时所经历的热循环周期N_0以及裂纹扩展速率da/dN相关联，如式(7)、式(8)所示，该模型已经成功应用于TSOP、CQFP、GBGA以及PBGA等封装结构。根据文献[14]，相同成分比例的Pb-Sn焊料的C_1、C_2、C_3及C_4值分别为22 400、−1.52、5.86×10^{-7}及0.98。

$$N_0 = C_1\left(\Delta W_{avg}\right)^{C_2} \tag{7}$$

$$\mathrm{d}a/\mathrm{d}N = C_3\left(\Delta W_{avg}\right)^{C_4} \tag{8}$$

主端子失效故障主要发生于R1及R7位置，故选取有代表性R7位置进行非弹性应变能密度分析，如图13所示。从图13可以观察到，R7位置的非弹性应变能随着循环周次的增加而逐渐增大，且靠近IGBT内侧边缘处的非弹性应变能数值较大，选取第二与第三循环周次的非弹性应变能作差，得到其增量，同时结合Darveaux公式与Pb-Sn焊料相关系数值可求得在PC循环工况下IGBT主端子焊层的循环周次为93 599次，比采用Coffin-Manson公式计算出来的数值要小很多。同时，在功率循环过程中，主端子焊层的最大非弹性应变及最大非弹性能量密度都聚集在焊层边缘位置（如图11及图13所示），故该位置最有可能为焊层裂纹最先出现的位置。

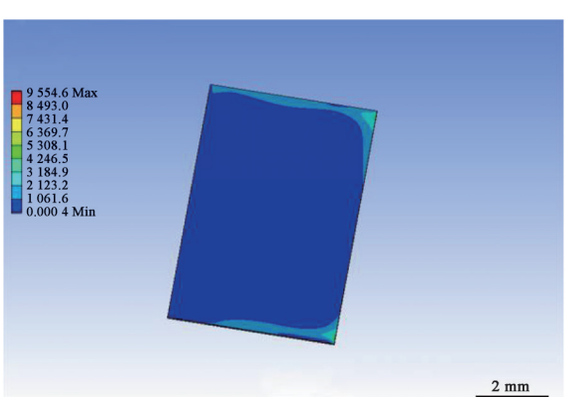


图13 R7主端子钎焊层功率循环工况下非弹性应变能变化情况

Fig. 13 Inelastic strain energy of solder layer in R7 main terminal under power cycle condition

3 孔洞对焊层寿命的影响

3.1 边界条件设置

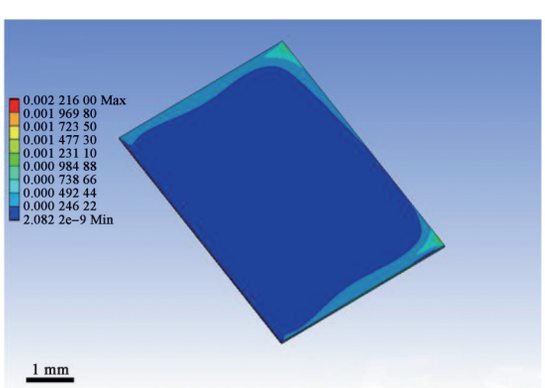
为了探究不同孔洞率对主端子焊层寿命的影响，同时保证仿真边界条件的一致性及精确度，采用生死单元技术对孔洞率为0%、2.5%、5.0%及10.0%情况进行仿真分析。孔洞大小及位置按正态分布规律随机生成。

3.2 基于应变的疲劳寿命分析

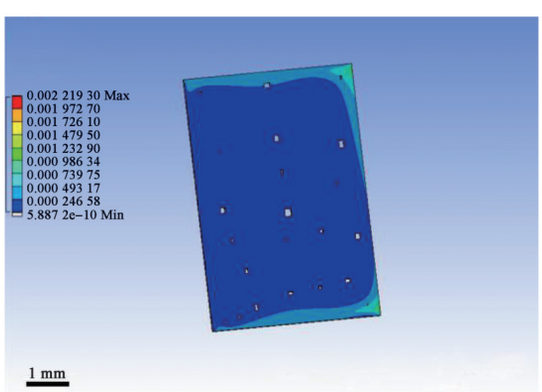
图14与图15为上述功率循环工况下R7主端子焊层非弹性变形情况。从图14可以看出，孔洞位置并没有使非弹性变形产生较大的突变，同时随着孔洞率增加，主端子钎焊层非弹性应变情况相差并不大。根据Coffin-Manson公式计算出不同孔洞率条件下的循环周次如图15所示，整体来看，随着孔洞率的增加，循环周次逐渐减少，但减少的幅度并不是很大。可见孔洞率对主端子钎焊层循环周次的影响非常有限。

3.3 基于能量的疲劳寿命分析

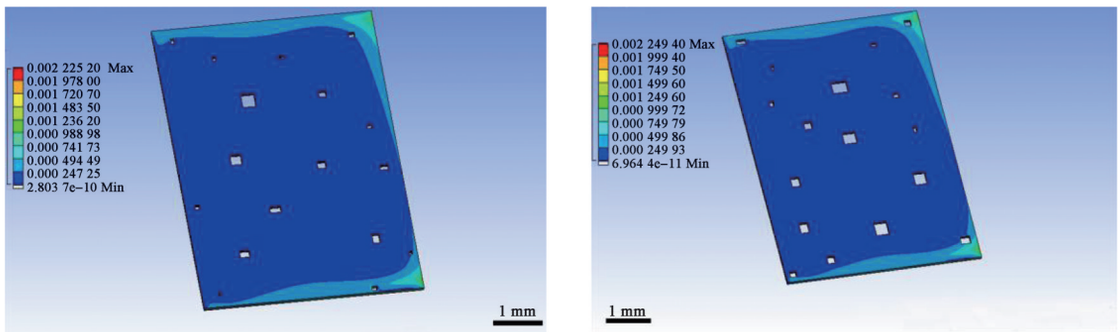
图16(a)为上述功率循环工况下R7主端子焊层非弹性应变能密度变化情况。从图16可以看出，随着孔洞率增加，主端子钎焊层非弹性应变能密度变化情况相差不大。根据Darveaux公式计算出不同孔洞率条件下的循环周次如图16(b)所示，整体来看，随着孔洞率的增加，循环周次逐渐减少，但减少的幅度并不是很大，与基于非弹性应变的Coffin-Manson公式计算出的结果变化趋势基本一致，但在具体数值上要偏小一些。可



(a) 孔洞率0%



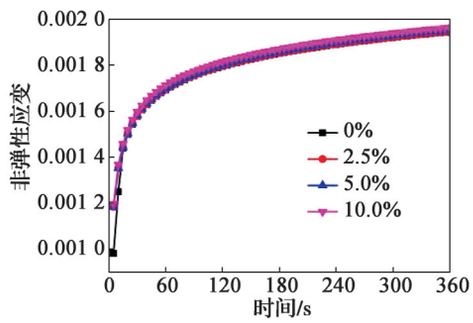
(b) 孔洞率2.5%



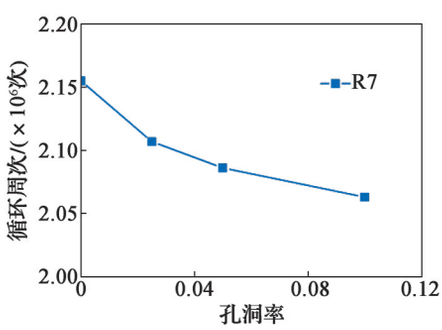
(c) 孔洞率 5.0%　　(d) 孔洞率 10.0%

图 14　R7 主端子焊层不同孔洞率下的非弹性应变情况

Fig. 14　Inelastic strain of solder layer in R7 main terminal at different void rates



(a) 非弹性应变

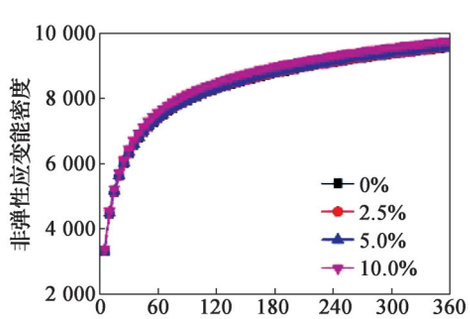


(b) 循环周次

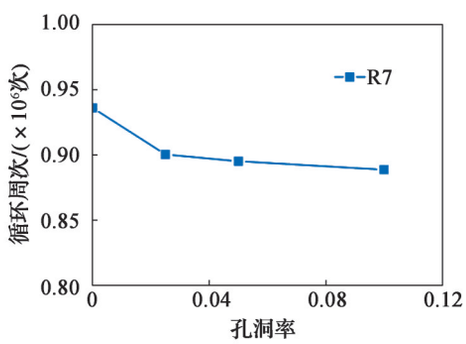
图 15　主端子 R7 焊层不同孔洞率下的非弹性应变及循环周次

Fig. 15　Inelastic strain and cycle number of solder layer connecting main terminal to R7 module at different void rates

见，无论是基于变形的 Coffin-Manson 公式还是基于能量的 Darveaux 公式进行计算，孔洞率对主端子钎焊层循环周次的影响都非常有限。



(a) 非弹性应变能密度



(b) 循环周次

图 16　主端子 R7 焊层不同孔洞率下的非弹性应变能密度及循环周次

Fig. 16　Inelastic strain energy density and cycle number of solder layer connecting main terminal to R7 module at different void rates

4　焊层厚度对焊层寿命的影响

4.1　边界条件设置

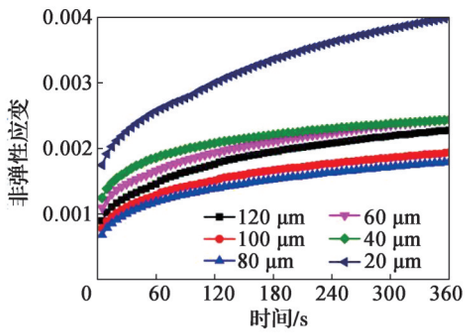
研究团队根据 IGBT 器件主端子焊层厚度的实际情况，对焊层厚度为 20 μm、40 μm、60 μm、80 μm、100 μm 及 120 μm 情况进行仿真分析。

4.2　基于应变的疲劳寿命分析

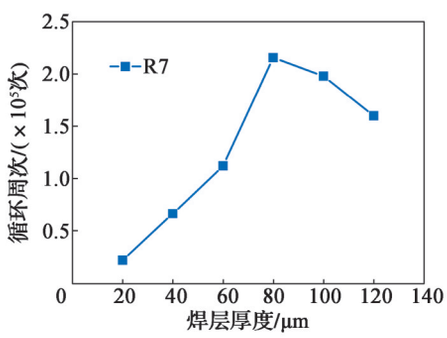
图 17 为上述功率循环工况下 R7 主端子不同厚度焊层非弹性应变情况。从图 17 可以看出，随着焊层厚度的增加，主端子钎焊层非弹性应变逐渐增大。根据 Coffin-Manson 公式计算出不同焊层厚度条件下的循环周次如图 17(b)所示。整体来看，随着焊层厚度增加，循环周次逐渐增大，当焊层厚度达到 80 μm 后，随着焊层厚度的增加，循环周次反而减少。

4.3　基于能量的疲劳寿命分析

图 18 为上述功率循环工况下 R7 主端子焊层非弹性应变能密度变化情况。从图 18 可以看出，随着焊层厚度的增加，主端子钎焊层非弹性应变能密度逐渐增大。



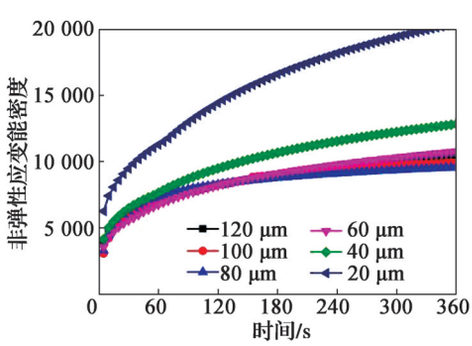
(a) 非弹性应变



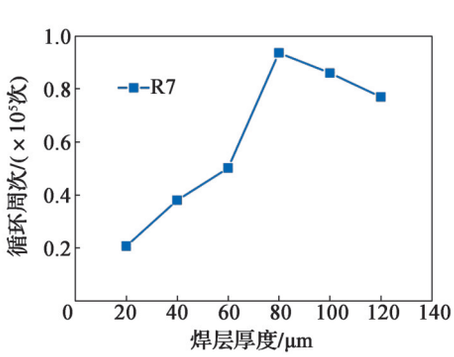
(b) 循环周次

图 17　主端子 R7 不同焊层厚度下的非弹性应变及循环周次

Fig. 17　Inelastic strain and cycle number of solder layer connecting main terminal to R7 module at different thicknesses



(a) 非弹性应变能密度



(b) 循环周次

图 18　主端子 R7 不同焊层厚度下的非弹性应变能密度及循环周次

Fig. 18　Inelastic strain energy density and cycle number of solder layer connecting main terminal to R7 module at different thicknesses

根据 Darveaux 公式计算出不同焊层厚度条件下的循环周次如图 18(b)所示。整体来看，随着焊层厚度增加，循环周次呈现出先增加后减少的变化规律，与基于非弹性应变的 Coffin-Manson 公式计算出的结果变化趋势基本一致，但在具体数值上稍有不同。可见，无论是基于变形的 Coffin-Manson 公式还是基于能量的 Darveaux 公式进行计算，焊层厚度对主端子钎焊层循环周次都有较大的影响，在一定范围内，IGBT 器件主端子结构随着其焊层厚度的增加，其服役可靠性呈现出先增加后降低的变化规律。

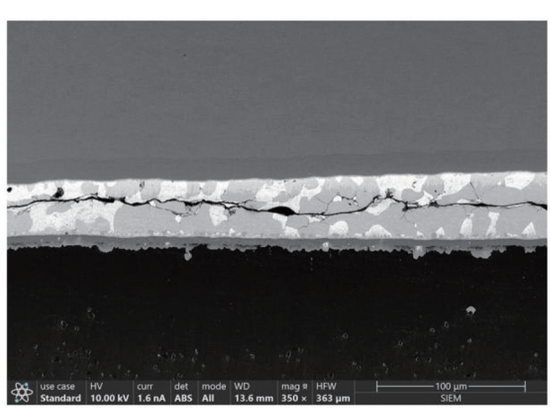
5　功率循环试验验证

研究团队根据 GB/T 29332 对 IGBT 器件开展功率循环试验，器件通电时间、断电时间都与仿真相关条件保持一致。统计试验后的 IGBT 器件的循环周次，为节约时间，当循环周次大于 3 500 次后，器件未报故障也停止试验。功率循环试验后选取典型试样对主端子处进行剖面分析。相关试验结果如表 2 及图 19 所示。可以看到，主端子结构焊层厚度为 40 μm 时，整个器件循环周次为 2 687 次。通过图 19(a)其剖面试样可知，在整个功率循环过程中，在焊层中间产生了明显的裂纹，同时焊层中的灰色含 Sn 相[15]出现了明显的粗化。当主端子结构焊层厚度为 80 μm 时，整个器件循环周次可达到 3 500 次，且不失效。通过图 19(b)其剖面试样可知，在整个功率循环过程中，在焊层中间并未产生裂纹，仅焊层中的灰色含 Sn 相出现了明显的粗化。可以知道该 IGBT 器件主端子结构在实际服役或者功率循环试验过程中主要发生的退化为焊层灰色含 Sn 相的粗化。

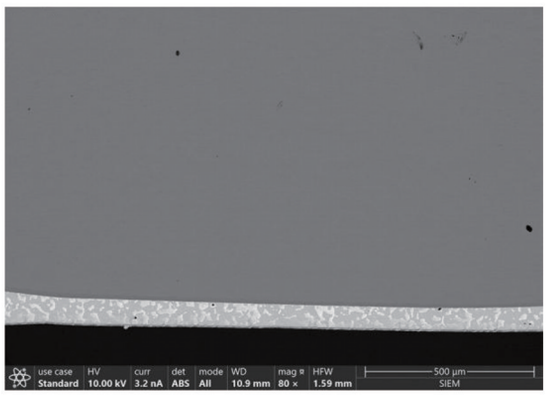
表 2　IGBT 器件功率循环试验结果

Table 2　Results of power cycle experiments on IGBT module

焊层厚度/ μm	循环周次/次	失效情况
40	2 687	失效
80	3 500	未失效



(a) 焊层厚度 40 μm



(b) 焊层厚度 80 µm

图 19　不同焊层厚度的主端子结构功率循环试验后剖面试样

Fig. 19　Profile samples of main terminal structures at different thicknesses after power cycle experiments

上述功率循环试验结果所反映的规律与仿真结果基本一致，在循环周次的数值上更接近基于能量的 Darveaux 模型计算结果。Darveaux 模型考虑了应力与应变的迟滞能量，同时，焊层相关的相粗化过程在能量上也能体现，而基于变形的 Coffin-Manson 模型却体现不了焊层相粗化这一过程。

由疲劳仿真及功率循环试验可知，在主端子结构中，影响其服役寿命的主要因素为焊层厚度，在功率器件主端子结构设计中，应优先控制好焊层厚度，同时可以允许一定的孔洞率。在满足服役条件的情况下，合理控制设计指标来降低工艺管控难度，从而提高良品率，进而降低生产成本。

6　结论

本文通过有限元分析研究了高速动车组 IGBT 器件主端子结构焊层的疲劳可靠性问题，并且对运用不同的理论预测的焊层疲劳寿命通过功率循环试验进行了验证，得到以下结论：

① 在功率循环过程中，主端子焊层的最大非弹性应变及最大非弹性能量密度都聚集在焊层边缘位置，故该位置最有可能为焊层裂纹最先出现的位置。

② 随着主端子焊层孔洞率的增加，循环周次会降低，但影响并不明显。随着主端子焊层厚度逐渐增加，循环周次呈现出先增加后减少的变化规律。

③ 在功率循环过程中，主端子结构焊层的退化表现为灰色含 Sn 相的粗化。焊层相的粗化在能量上有所体现，故采用基于能量的 Darveaux 模型进行分析更加符合功率器件主端子结构焊层的退化过程。

④ 在主端子结构中，影响其服役寿命的主要因素为焊层厚度，在功率器件主端子结构设计中，应优先控制好焊层厚度，同时可以允许一定的孔洞率。

参考文献：

[1] 王兆安, 杨旭, 王晓宝. 电力电子集成技术的现状及发展方向[J]. 电力电子技术, 2003, 37(5): 90-94.
WANG Zhaoan, YANG Xu, WANG Xiaobao. State-of-art and development trends of power electronics integration technology[J]. Power electronics, 2003, 37(5): 90-94.

[2] 王彬, 曹琳. 轨道交通用 IGBT 器件寿命预测技术综述[J]. 机车电传动, 2020(1): 9-12.
WANG Bin, CAO Lin. IGBT module lifetime prediction technology for rail transit[J]. Electric drive for locomotives, 2020(1): 9-12.

[3] 吴义伯, 戴小平, 王彦刚, 等. IGBT 功率模块封装中先进互连技术研究进展[J]. 大功率变流技术, 2015(2): 6-11.
WU Yibo, DAI Xiaoping, WANG Yangang, et al. State-of-the-art progress of advanced interconnection technology for IGBT power module packaging[J]. High power converter technology, 2015(2): 6-11.

[4] 刘放飞. 大规模互联单板有限元仿真分析与寿命预测[J]. 电子产品可靠性与环境试验, 2020, 38(4): 10-17.
LIU Fangfei. The finite element analysis and life prediction of large-scale interconnection veneer[J]. Electronic product reliability and environmental testing, 2020, 38(4): 10-17.

[5] 李辉, 王晓, 姚然, 等. 计及内部材料疲劳的压接型 IGBT 器件可靠性建模与分析[J]. 中国电力, 2019, 52(9): 30-37.
LI Hui, WANG Xiao, YAO Ran, et al. Reliability modeling and analysis of press-pack IGBTs considering internal material fatigue[J]. Electric power, 2019, 52(9): 30-37.

[6] 徐凝华, 彭勇殿, 罗海辉, 等. 热循环过程中 IGBT 模块封装退化研究[J]. 大功率变流技术, 2016(4): 23-29.
XU Ninghua, PENG Yongdian, LUO Haihui, et al. Study of the package degradation of IGBT module during thermal cycling test[J]. High power converter technology, 2016(4): 23-29.

[7] 江南. 计及疲劳累积效应的 IGBT 模块焊料层失效机理及疲劳损伤研究[D]. 重庆: 重庆大学, 2016.
JIANG Nan. Study on failure mechanism and fatigue damage of the solder layer in the IGBT module considering cumulative damage[D]. Chongqing: Chongqing University, 2016.

[8] 吴煜东, 常桂钦, 彭勇殿, 等. 焊层空洞对 IGBT 模块热应力的影响[J]. 大功率变流技术, 2014(1): 17-23.
WU Yudong, CHANG Guiqin, PENG Yongdian, et al. Effect of solder voids on IGBT thermal and stress performance [J]. High power converter technology, 2014(1): 17-23.

[9] 王祥林. 含随机孔洞 BGA 焊点热疲劳寿命预测方法研究[D]. 南京: 南京航空航天大学, 2018.
WANG Xianglin. Study on prediction method of thermal fatigue life for BGA solder joints with random void[D]. Nanjing: Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2018.

[10] 张亮, 韩继光, 郭永环, 等. SnAgCu-nano Al 钎料 Anand 本

构关系及焊点可靠性[J]. 电子科技大学学报, 2015(3): 471-474.
ZHANG Liang, HAN Jiguang, GUO Yonghuan, et al. Anand constitutive relation of SnAgCu-nano Al and the reliability of solder joints[J]. Journal of university of electronic science and technology of China, 2015(3): 471-474.

[11] 李志刚, 李雄, 孔梅娟, 等. IGBT寿命评估中解析预测模型综述[J]. 微电子学, 2017, 47(3): 396-400.
LI Zhigang, LI Xiong, KONG Meijuan, et al. Review of prediction models in IGBT lifetime estimation[J]. Microelectronics, 2017, 47(3): 396-400.

[12] SOLOMOM H. Fatigue of 60/40 solder[J]. IEEE transaction on component, hybrid, and manufacturing technology, 1986, 9(4): 423-432.

[13] 韩潇, 丁汉, 盛鑫军, 等. CSP封装Sn-3.5Ag焊点的热疲劳寿命预测[J]. 半导体学报, 2006, 27(9): 1695-1700.
HAN Xiao, DING Han, SHENG Xinjun, et al. Thermal fatigue life time prediction of Sn-3.5Ag lead-free solder joint for chip scale package[J]. Journal of semiconductors, 2006, 27(9): 1695-1700.

[14] DARVEAUX R. Effect of simulation methodology on solder joint crack growth correlation[C]//IEEE. 2000 Proceedings of 50th Electronic Components and Technology Conference. Las Vegas: IEEE, 2000: 1048-1058.

[15] 牛飘. 极端温度环境下Sn基钎料本构方程建立[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2021.
NIU Piao. Establishment of constitutive equation of tin-based solder under extreme temperature environment[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2021.

Design and evaluation of main terminal connectors for power modules in the service environment of high-speed EMUs

ZENG Xianghao, ZHANG Xiao, HE Guanqiang, WU Shuzhou

(Zhuzhou CRRC Times Electric Co., Ltd., Zhuzhou, Hunan 412001, China)

Abstract: This paper aims to improve the service reliability of main terminal connectors for power modules in the service environment of high-speed EMUs. To achieve this, the fatigue reliability of the solder layers in the main terminal structure of insulated-gate bipolar transistors (IGBTs) was studied through finite element analysis. In addition, the fatigue life of the solder layers was predicted by leveraging different theories and the prediction results were verified by power cycle experiments. The study results show that the number of cycles decreases slightly with the increase in the void rate of the solder layers. Additionally, as the solder layer thickness increases, the number of cycles initially increases before subsequently decreasing. During the power cycle experiments, the degradation of the solder layers manifests as the coarsening of the grey phase containing Sn. The analysis obtained using the energy-based Darveaux model more closely aligns with the degradation process of the solder layers in the main terminal structure of IGBTs. Hence, the thickness of solder layers is identified as the primary influencing factor on the service life of the main terminal structure.

Keywords: high-speed EMU; insulated-gate bipolar transistors (IGBT), solder layer fatigue; reliability; finite element analysis

收稿日期：2024-01-16；修回日期：2024-06-06