

绝缘栅双极型晶体管失效机理与 寿命预测模型分析

陈明, 胡安, 刘宾礼

(海军工程大学舰船综合电力技术国防科技重点实验室, 430033, 武汉)

摘要: 针对绝缘栅双极型晶体管(IGBT)的主要失效机理,特别是键合引线失效过程,采用高速红外热成像仪对键合引线失效过程的结温温度场分布实时探测试验,同时对 IGBT 模块电气与传热特性进行监控,发现 IGBT 在高结温与高温度梯度时主要的失效形式是键合引线翘曲与熔化,在外部特性上表现为集电极压降值增大,而热阻基本不变.提出了提高器件可靠性、延长使用寿命的方法.在加速寿命试验原理的基础上,通过开展高温下的功率循环测试,并对试验数据进行拟合,得到了加入电流等级和最高工作结温的改进寿命预测模型.通过试验数据误差分析对比,发现该模型精度较原有模型在不同测试条件下均有提高,适用范围从 80 K 拓宽到 100 K.

关键词: 绝缘栅双极型晶体管;失效机理;寿命预测模型;键合引线

中图分类号: TM322 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2011)10-0065-07

Failure Mechanism and Lifetime Prediction Modeling of IGBT Power Electronic Devices

CHEN Ming, HU An, LIU Binli

(State Key Laboratory of Vessel Integrated Power System Technology, Naval University of Engineering, Wuhan 430033, China)

Abstract: Power electronic devices often fail due to over temperature, and the operational performance and longtime reliability are affected. Here the failure mechanism is analyzed in detail, especially for the failure process of the Al wires and wire-bonding, which is demonstrated by the detection of the fluctuation characteristic of the junction temperature field distribution by mid-wave infrared imaging camera. It is found that the main failures at high junction temperature and under high temperature gradient are lift-off and burn of the wire-bonding, while V_{CE} gradually gets lower and the thermal resistance remains steady. Then the methodology to extend lifetime and improve operation reliability is presented, and the theory of the fast power cycling test is provided. An improved lifetime prediction model is obtained by fitting the test data, where the current rate and peak junction temperature are also considered. The temperature application range is widened from 80 K to 100 K.

Keywords: insulated gate bipolar transistor; failure mechanism; lifetime prediction model; wire-bonding

随着绝缘栅双极型晶体管(IGBT)等电力电子器件广泛应用于各类电能变换装置,当 IGBT 重复

开通、关断时,在热冲击的反复作用下产生失效或疲劳效应,其工作寿命与可靠性将影响到整个装置或

收稿日期: 2011-05-21. 作者简介: 陈明(1982—),男,博士生;胡安(联系人),男,教授,博士生导师. 基金项目: 国家自然科学基金重点资助项目(50737004).

网络出版时间: 2011-09-14

网络出版地址: <http://www.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20110914.0851.001.html>

系统的正常运行.有统计指出,电子器件产生失效的原因大约有 55%是由于过热及与热相关的问题造成的^[1].过热将对电力电子器件带来一系列影响:明显的温度波动将导致封装组件或材料的疲劳断裂,温度改变会引起材料的属性变化,而由此带来电容量、阻抗值等的改变将影响电气信号的传输特性.IGBT 的失效是与其动态特性相关的复杂过程,涉及电、热、机械等多方面因素^[2],键合引线、键合点及焊料层封装结构是 IGBT 最为脆弱的部分,所以其失效主要由键合引线、键合点及焊料层承受热应力和形变的能力、强度决定.国内外诸多文献已经对 IGBT 的失效机理进行了研究^[3-4],但很少有文献对失效前后的结温温度分布进行实时探测研究.

目前,对 IGBT 可靠性的分析主要有试验测试、寿命预测以及可靠性评估 3 种方法,对于实际装置中 IGBT 的可靠性难以实现有效的在线评估.本文分析了由 IGBT 可靠性降低引发的失效机理及失效模式,指出了高结温和高温度梯度 IGBT 主要的失效模式和失效机理.对 IGBT 的使用寿命进行有效

预测时若采用常规试验方法,耗时长,花费大,因此本文采用加速寿命试验的方法,通过采用最小二乘法拟合试验数据,得到一种改进的寿命预测与可靠性评估模型.该模型提高了预测精度且拓宽了适用范围.

1 失效机理分析

1.1 模块结构

IGBT 模块主要由芯片、直接覆铜(DBC)陶瓷层和基板构成,层间通过焊料焊接,模块构造如图 1 所示.各层的材料、厚度、膨胀系数、热导率、热阻值和热容值各不相同,型号为 GD50HEL120C1S 的模块的具体材料属性如表 1 所示.



图 1 IGBT 模块分层结构

表 1 IGBT 各层材料属性

分层	材料	厚度/ μm	膨胀系数/ 10 ⁻⁶ K	热导率/ W·(m·K) ⁻¹	热阻/ K·W ⁻¹	热容/ J·K ⁻¹
IGBT 芯片	Si	320	3.0	80~150	0.05	0.05
焊料层(芯片与上铜层之间)	SnAgCu	80	25.0	35	0.02	0.01
DBC 上铜层	Cu	300	16.8	390	0.031	0.03
DBC 陶瓷层	Al ₂ O ₃	700	4.0	140~170	0.02	1.19
DBC 下铜层	Cu	300	16.8	390	0.031	0.03
焊料层(下铜层与基板之间)	Sn ₆₃ Pb ₃₇	100	25.0	35	0.005	0.24
铜基板	Cu	3 000	16.8	390	0.003	32.33

1.2 失效机理

电应力、热应力、化学应力、辐射应力和机械应力以及其他因素使所经受的应力条件超过最大额定值即会造成器件失效.由于失效机理决定了 IGBT 模块的寿命,因此研究 IGBT 模块的失效机理是对其进行寿命预测的基础.

1.2.1 IGBT 模块失效判断标准 文献[5]定义的失效标准为:芯片下焊料层有 50%的面积出现分层,衬底焊料层处有 20%的面积出现分层,铝丝键合引线剪切应力下降 90%.文献[6-7]指出,集射极电压 V_{CE} 增大是判断 IGBT 失效的重要指标,一般将 V_{CE} 增大 5%作为失效的判断标准.文献[8]将 V_{CE} 增大 5%、热阻增大 20%或门极与发射极短路作为 IGBT 失效的判断标准.但是,以上均指 V_{CE} 比集

电极与发射极之间的饱和压降 $V_{CE(sat)}$ 增大 5%,而加速寿命试验是过电流试验,即试验开始时,就有 $I_C > I_{C(sat)}$, $V_{CE} > V_{CE(sat)}$.这里根据上述文献对失效标准的定义,对加速寿命试验的失效标准 ΔS 可使用下述定义

$$\Delta S = \frac{V_{CEL} - V_{CEF}}{V_{CEF}} \tag{1}$$

式中: V_{CEL} 为 IGBT 失效前集电极与发射极压降; V_{CEF} 为第 1 个功率循环开始时集电极与发射极压降.

1.2.2 IGBT 模块失效机理 IGBT 可能的失效机理有:①封装失效,机械应力、热应力或封装材料与金属之间的热膨胀系数失配可使管壳出现裂纹引发封装失效;②硅芯片缺陷,晶体缺陷、硅材料中的杂

质、器件生产期间由扩散问题引起的工艺缺陷也会使器件失效;③材料缺陷,由于高电场引起的电迁移、大电流产生的电过应力造成的导体损毁、腐蚀、焊接引起的金属磨损,静电放电和通过引线扩展的高压瞬变可使薄绝缘体击穿导致失效.在模块实际工作中,相邻芯片连接处、焊料层和键合引线及键合处受到功率循环产生的热应力的反复冲击,导致焊料层因材料疲劳出现裂纹,裂纹生长甚至出现分层(空洞或气泡),导致键合引线的剥离、翘曲或熔断,这是 IGBT 失效的主要机理,如图 2 所示.

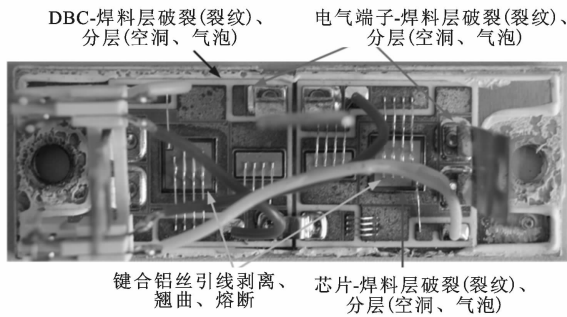


图 2 IGBT 模块失效的主要机理

1.2.3 焊料层失效 由图 1 可知,焊料层是连接芯片与 DBC、DBC 与基板、电气端子与 DBC 之间的关键环节,其可靠性将会直接影响 IGBT 模块的使用寿命.文献[9]指出,焊料层材料的组织结构是决定其可靠性的重要因素之一.一些随时间变化的力学参数,如材料机械硬化等会增大热应力,加速焊料层出现裂缝,从而导致芯片粘结失效,各物理层之间接触不当会降低模块的导热性能,芯片会过热,进而导致应力加大和出现裂纹,裂纹生长最终使器件失效.文献[4-10]指出,焊料层出现分层、空洞和裂缝将使 IGBT 芯片的热阻增大,结温升高,热量积累得不到散发,进而加速键合引线翘曲和焊料层失效.

1.2.4 键合引线及键合失效 键合引线通过键合处与芯片、DBC 焊接,键合处是 IGBT 模块最为薄弱的环节之一.因大电流通过造成的热过应力、因键合不当造成的键合引线上的机械应力、键合引线与芯片之间的界面上的裂纹、硅的电迁移以及过大的键合压力都会造成引线键合失效.由于受到大电流的不断冲击,键合处不同材料热膨胀系数不同,产生的热应力不同.随着功率循环的持续进行,不同热应力对键合处的剥离效应不断积累,最后超出键合处的承受能力,导致键合引线剥离焊盘或翘曲完全脱离焊盘,如图 3、图 4 所示.当其中 1 根或几根键合引线略微或全部翘起时,如图 5 所示,会导致电流分

配不均,超出键合引线所能承受的载荷极限,导致更多的键合引线剥离键合处或翘曲,如图 6 所示.如若模块不能及时停止工作,会出现键合引线中间弧形跨接部分熔断现象,如图 7 所示.

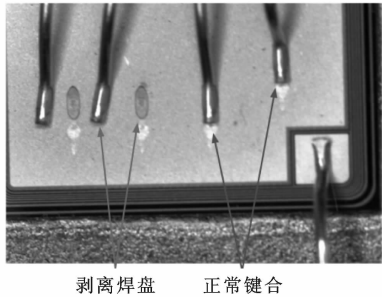


图 3 键合引线剥离焊盘



图 4 键丝上翘

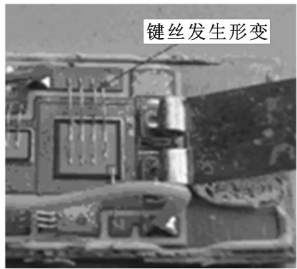


图 5 1 根键合引线发生形变



图 6 多根键合引线翘曲

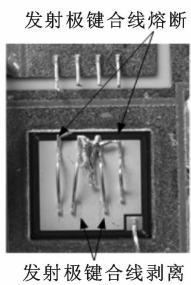


图 7 键合引线熔断

1.3 失效原因及对策分析

失效一般由下述原因引起:①热过应力,由于热应力的不断冲击,键丝剥离、翘曲,键合处熔化、炭化,在键丝翘起之前键合处会伴有熔化和重构现象发生^[6];②电过应力,当器件在超过制造厂商规定的电压与电流范围和功率极限安全工作条件下运行时,电过应力就会造成器件内部电压击穿,从而使器件损毁;③机械过应力,材料疲劳和老化导致电气、传热性能变化,最终引起器件失效.

针对失效机理及原因分析,可从以下几点避免或延缓失效现象的出现:①为避免电流分配不均引

起的个别芯片或键丝提前疲劳失效、老化,应尽量使芯片之间的连接保持对称;②在保持热阻和导电性不变的情况下,在焊料层内掺杂与芯片、基板膨胀系数及属性基本相同的材料,提高芯片与键丝之间焊料的熔点;③在电路设计时加入诸如齐纳二极管、变阻器和滤波器之类的保护器,防止过应力影响关键器件;④改进散热技术,使 IGBT 模块产生的热量及时传递到外部空间;⑤使用其他材料并改进封装和焊接技术,如芯片使用耐高温的碳化硅材料,封装基板材料由 Cu 换成 AlSiC,或由多块相同的小基板组成,能有效减小应力形变,或者取消基板,以减小封装热阻,提高模块的稳定和可靠性,DBC 陶瓷层材料由 Al_2O_3 换成 AlN 或 Si_3N_4 ,这些材料热膨胀系数小,可提高模块散热和可承受热循环的能力,以提高器件的应用与长期可靠性.

2 模块失效前后温度分布探测试验

目前,比较成熟的功率半导体器件温度探测方法主要有热传感器法、热敏电气参数法^[1]和红外热成像探测法.一般商业 IGBT 模块都是有外壳封装且内部芯片表面还覆盖一层硅胶的成品,为了能够使用红外热成像法进行 IGBT 实时结温探测,试验采用了打开封装并且去除硅胶后的 GD50HEL120-C1S,该模块的封装结构如图 2 所示.所采用的中波红外热成像测温相机具有高速连拍功能,能在 1 s 内连续拍 200 幅,可以用来对 IGBT 的实时工作结温进行探测,如图 8 所示.

从图 9、图 10 可知,IGBT 芯片表面温度并不一致.红外探测仪所接收到的辐射能量 Φ 由被测芯片表面本身的辐射能量、从被测芯片表面反射的环境辐射能量和从被测芯片表面透射的环境辐射能量 3 部分组成.设探测温度为 T_d ,环境辐射能量为 Φ_a ,与被测芯片表面温度相同的黑体辐射能量为 Φ_b , Φ_a 由环境温度 T_a 决定, Φ_b 由被测芯片的真实温度 T_r 决定,被测芯片发射率为 ϵ ,反射率为 μ ,透射率为 τ ,因 $\epsilon + \mu + \tau = 1$,可得

$$\Phi = \sigma T_d^4 = \epsilon \Phi_b + (1 - \epsilon) \Phi_a \tag{2}$$

由辐射换热的 4 次方定律^[1],于是式(2)可化为

$$\Phi = \epsilon \sigma T_r^4 + (1 - \epsilon) \epsilon' \sigma T_d^4 \tag{3}$$

式中: Φ 为芯片表面向外辐射的热流量; A 为辐射表面积; σ 为黑体辐射常数, $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$; T 为芯片表面温度; ϵ' 为环境发射率.按照热像仪内行算法,可得

$$T_r = (T_d^4 - (1 - \epsilon) \epsilon' T_d^4 / \epsilon)^{1/4} \tag{4}$$

因此,通过式(4)可得由红外热成像探测得到的温度 T_d 修正得到的真实温度 T_r .中心区域铝材料对应的发射率约为 0.45,边缘区域的 Si_3N_4 对应的发射率约为 0.65.通过红外热成像探测得到的芯片表面中央区域温度 T_s 需要加上修正量,得到芯片表面的准确温度 T_r ,将相关对应数据代入计算得知,芯片中心温度较边缘高 5~8 K.

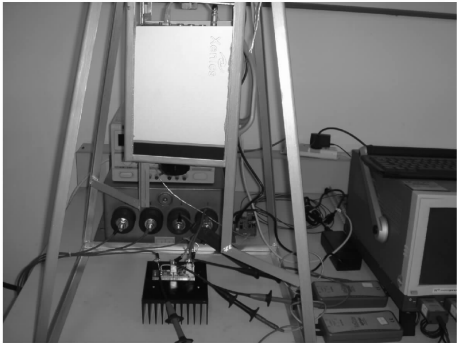


图 8 红外热成像探测平台

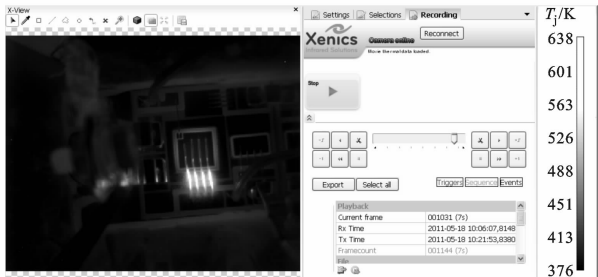
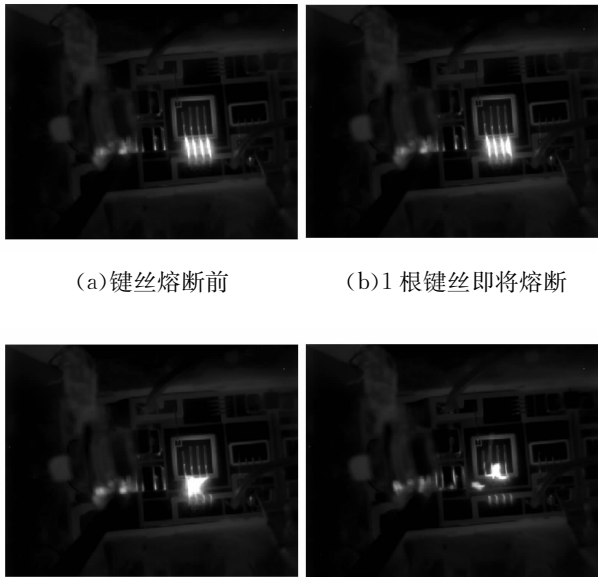


图 9 键合引线即将熔断时的结温分布



(a) 键丝熔断前 (b) 1 根键丝即将熔断 (c) 2 根键丝熔断 (d) 3 根键丝全部熔断

图 10 键合引线熔断过程结温分布图

图 10 表明,在高结温工作模式下,由过温引起的过载导致键合引线中间弧形跨接部分熔断引起失效是影响器件可靠性的主要因素,且是由某 1 根或几根过载引起电流分配不均从而引起器件失效,与上述失效机理分析一致. 图 11 键合引线及芯片边缘温度上升曲线表明,失效过程中键合引线温度比芯片表面温度要高很多,因此使用更高熔点的铜条压接来代替铝丝键合引线是一个提高键合引线及键合处可靠性的途径.

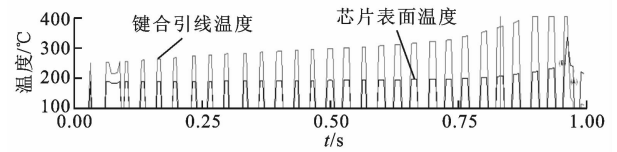


图 11 键合引线温度上升曲线

由于测试中采用的 IGBT 芯片表面未覆盖硅胶,IGBT 工作时会向外部空间通过辐射和对流散失热量,与实际电力电子电路中有硅胶覆盖的 IGBT 模块正常工作时存在一定差别,这种差别不会影响测试得到的芯片表面结温分布与上升过程,但测量得到的结温值会偏小一些.

3 寿命预测模型

3.1 加速寿命试验原理

加速寿命试验按照应力施加方式的不同可分为恒加速试验、步进试验和序进试验^[12]. 恒加速试验是先选择一组高于正常应力水平 S_0 的加速应力 $S_1, S_2, \dots, S_k$, 且 $S_1 < \dots < S_k$, 然后将全部样品分为 k 组, 每组样品都在某个加速应力水平下进行寿命试验, 直到规定的试验时间或各组均有一定数量的样品发生失效为止. 图 12 所示为具有 4 个应力水平的恒加速试验. 步进试验是先选定一组加速应力, 并要求 $S_1 < \dots < S_k$ 进行试验. 图 13 所示为具有 4 个应力水平的步进试验. 序进试验与步进试验基本相同, 不同之处在于所施加的加速应力水平是随着时间的增加而连续上升, 最简单的是直线上升. 图 14 是应力水平以两种不同速率上升的序加试验示意图.

恒加速试验方法操作简单, 数据处理方法较为成熟, 能对 IGBT 失效的全过程进行实时监测, 所以采用这种试验方法开展 IGBT 加速寿命试验. 通过调整直流电源的通断, 对 IGBT 模块工作寿命进行测试.

加速寿命试验电路如图 15 所示. 图中 I 为功率循环加热电流, i 为采样电流, 提供集电极直流小电

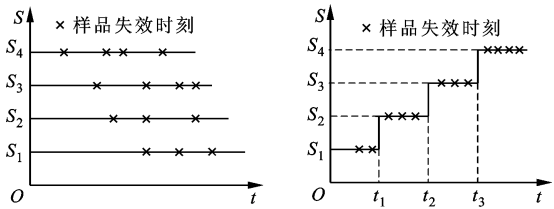


图 12 恒加速试验示意图 图 13 步进试验示意图

流以使 V_{CE} 超过其饱和值. 串联二极管 D 以防止采样电流流过加热电流源回路. V 为直流稳压电源, 为门极提供导通电压 ($V_{GE} = 15\text{ V}$). 功率循环加热电流为 $80 \sim 100\text{ A}$, 采样电流为 0.1 A , 每 10 s 采样 1 次, 根据试验目的不同, 占空比分别设为 $4/10$ 和 $6/10$. 工作原理同文献[11].

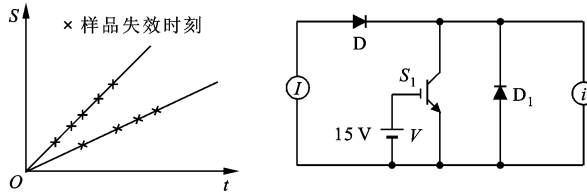


图 14 序进试验示意图 图 15 IGBT 加速寿命试验电路

3.2 加速寿命试验平台

根据加速寿命试验原理, 搭建起如图 16 所示的加速寿命试验平台, 该平台采用 Labview8.5 编写的控制程序, 实现对直流电源输出电流、电压、加热时间的自动控制.



图 16 IGBT 加速寿命试验平台

IGBT 模块安装平台及冷却方式如图 17 所示, 试验过程中采用水冷的方式保持壳温基本稳定, 试验采用 GD50HFL120C1S 型 $1\,200\text{ V}/50\text{ A}$ 模块, 打开封装, 这样便于对 V_{CE} 、结温温度分布和结壳热阻实时监控.

3.3 寿命预测试验研究

文献[12]提出了的加速寿命模型

$$\epsilon = A \exp(Q/kT)$$

(5)

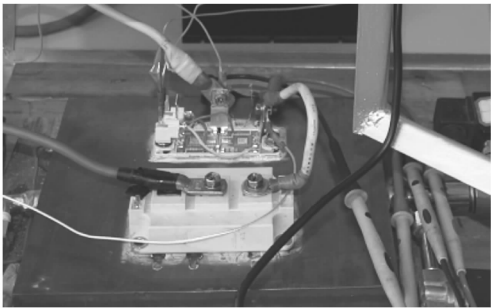


图 17 IGBT 模块及安装平台

式中: ϵ 为寿命特征,如平均寿命、中位寿命; A 为与产品特性、几何形状、试验方法有关的正常数; Q 为与材料有关的激活能,单位是 eV; k 为波尔兹曼常数, $k=1.38\times10^{-23}$ J/K; T 为热力学温度; E/k 为激活温度.

文献[6,13-17]指出,结温温差 ΔT_j 和平均结温 T_m 是决定 IGBT 寿命预测模型的重要参数. 在式(2)的基础上,提出描述 IGBT 寿命模型 M1

$$N_f = A(\Delta T_j)^\alpha \exp\left(\frac{Q}{RT_m}\right) \tag{6}$$

式中: N_f 为模块功率循环次数; R 为空气常数, $R=8.314$ J/(mol·K),激活能 Q 和 α 的值由具体模块确定. 采用最小二乘法,以 M1 为基础,对如表 2 所

表 2 IGBT 模块加速寿命试验数据

序号	加热电流/A	T_m /K	T_j	$T_{j,max}$ /K	持续时间/h	N_f	失效时 ΔS /%
1	100	345.40	101.0	395.9	11.00	3 960	7.7
2	90	340.70	89.0	385.2	21.00	7 560	8.0
3	80	332	71.50	367.8	54.17	19 500	13.0
4	90	356.74	91.3	402.0	16.12	5 802	9.7

表 3 为模型 M2 和 M3 的计算误差,可知采用模型 M3 计算误差(E_{M3})较小. 文献[6]指出,模型 M1 在满足 $30\text{ K}<\Delta T<80\text{ K}$ 时有效,所以基于模型 M1 拟合得到的模型 M2 也存在使用条件受限的问题. 表 3 中试验 4 运用 M2 的计算误差(E_{M2})为

表 3 模型 M2 和 M3 的计算误差

序号	N_f	N_{M2}	N_{M3}	$E_{M2}/\%$	$E_{M3}/\%$
1	3 960	4 096	4 002	3.4	1.1
2	7 560	7 174	7 883	5.1	4.3
3	19 500	19 835	19 209	1.7	1.5
4	5 802	3 038	5 744	47.6	1.0

示的加速寿命试验数据进行了拟合,得到对应的寿命预测模型 M2

$$N_f = 12.88(\Delta T_j)^{-2.53} \exp\left(\frac{5.0074e^4}{8.314T_m}\right) \tag{7}$$

考虑到 M2 没有涉及电流等级和最高结温限制参量,因此在 M2 基础上加入加热电流 i 和最高结温 $T_{j,max}$ 两个参量. 因为 IGBT 模块实际工作模式为电流源模式,与电压无关,所以模型不涉及集电极与发射极电压 V_{CE} . 加入电流和最高结温参量后,得到改进的寿命预测模型 M3

$$N_f = A(\Delta T_j)^\alpha \left(\frac{i}{I_{rated}}\right)^\beta \left(\frac{T_{j,max}}{273 + T_{j,mrated}}\right)^\gamma \exp\left(\frac{Q}{RT_m}\right) \tag{8}$$

式中: I_{rated} 为模块额定电流,本文取 50 A; $T_{j,mrated}$ 为模块额定最高工作结温,本文取 175 ℃. 经拟合得到 $A=0.54$, $\alpha=-2.45$, $Q=7.8\times10^4$ J/mol, $\beta=-5.94$, $\gamma=23.05$. 由表 2 可得,随着加热电流的增大,失效时的 ΔS 呈减小的趋势,这表明在功率循环试验过程中 V_{CE} 逐步增大,同时实时监控发现结壳热阻基本维持恒定,这也表明焊料层没有明显变化,在加速寿命试验条件,即高结温高温梯度下引发 IGBT 模块失效的主要形式是键合引线剥离键合处、翘曲和键合引线中间弧形跨接部分熔断.

47.6%,说明 M2 在该试验条件下不适用. 模型 M3 增加了电流和最高结温两个参量,且拓宽了模型 M2 高温适用范围. 试验及误差分析结果表明,模型 M3 精度高,适用范围从 80 K 提高到 100 K.

4 结 论

(1)分析了 IGBT 主要失效机理,发现影响 IGBT 最高工作结温和可靠性的关键是键合引线剥离、翘曲或熔断,以及焊料层疲劳引起的裂纹及分层引起的失效.

(2)通过采用红外热成像对键合引线熔断过程的结温分布进行实时探测,同时对 IGBT 模块的电

气与传热特性进行监控,发现 IGBT 在高结温与高温梯度时主要的失效形式是键丝剥离键合处、翘曲与中间弧形跨接部分熔化,在外部特性上表现为集射极压降增大,而热阻基本不变.针对此问题提出了提高可靠性、延长 IGBT 使用寿命的方法.

(3)针对 IGBT 寿命预测问题,采用加速寿命试验的方法,通过对试验数据进行拟合,得到加入了电流等级和最高工作结温参量的改进寿命预测模型,适用范围由 80 K 拓宽到 100 K,且使用简便、精度高.

参考文献:

- [1] 刘勇,梁利华,曲建民. 微电子器件及封装的建模与仿真[M]. 北京:科学出版社,2010:15-16.
- [2] THEBAUD J M, WOIRGARD E, ZARDINI C, et al. Strategy for designing accelerated aging tests to evaluate IGBT power modules lifetime in real operation mode[J]. IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 2003, 39(2): 429-438.
- [3] CIAPPA M, CARBOGNANI F, FICHTNER W. Lifetime prediction and design of reliability tests for high-power devices in automotive applications[J]. IEEE Transactions on Materials Reliability, 2003, 3(4):191-196.
- [4] MOROZUMI A, YAMADA K, MIYASAKA T, et al. Reliability of power cycling for IGBT power semiconductor modules[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2003, 39(3): 665-671.
- [5] LU H, BAILEY C. Lifetime prediction of an IGBT power electronics module under cyclic temperature loading conditions[C]// International Conference on Electronic Packaging Technology and High Density Packaging. Piscataway, NJ, USA; IEEE, 2009: 274-279.
- [6] HELD M, JACOB P, NICOLETTI G, et al. Fast power cycling test for IGBT modules in traction application[J]. Journal of Electronics, 1999, 86(10):1193-1204.
- [7] XIONG Y, CHENG X, SHEN J, et al. Prognostic and warning system for power-electronics modules in electric, hybrid electric, and fuel-cell vehicles[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2008, 55(6): 2268-2276.
- [8] HAMIDI A, BECK N, THOMAS E. Reliability and lifetime evaluation of different wire bonding technologies for high power IGBT modules[J]. Microelectronics Reliability, 1999, 39(5): 1153-1158.
- [9] FELLER L, HARTMANN S, SCHNEIDER D. Life-time analysis of solder joints in high power IGBT modules for increasing the reliability for operation at 150 degrees centigrade[J]. Microelectronics Reliability, 2008, 48(5): 1161-1166.
- [10] CIAPPA M. Selected failure mechanisms of modern power modules[J]. Microelectronics Reliability, 2002, 42(2): 653-667.
- [11] 陈明,胡安,唐勇,等. 绝缘栅双极型晶体管传热模型建模分析[J]. 高电压技术, 2011, 37(2): 453-459.
CHEN Ming, HU An, TANG Yong, et al. Modeling analysis of IGBT thermal model[J]. High Voltage Engineering, 2011, 37(2): 453-459.
- [12] 赵宇,杨军,马小兵. 可靠性数据分析教程[M]. 北京:北京航空航天大学出版社, 2009:171-172.
- [13] LU Zhijian, HUANG Wei, LACH J, et al. Interconnect lifetime prediction under dynamic stress for reliability-aware stress[J]. Microelectronics Reliability, 2002, 42(2): 653-667.
- [14] WEI Lixiang, LUKASZEWSKI R A, LIPO T A. Analysis of power cycling capability of IGBT modules in a conventional matrix converter[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2009, 45(4): 1443-1451.
- [15] BRYANT A T, MAWBY P A, PALMER P R, et al. Exploration of power device reliability using compact device models and fast electro-thermal simulation[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2008, 44(3): 894-903.
- [16] SMET V, FOREST F, HUSELSTEIN J J, et al. Ageing and failure modes of IGBT modules in high temperature power cycling[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2011, 58(1): 191-200.
- [17] AMRO R, LUTZ J. Power cycling with high temperature swing of discrete components based on different technologies[C]//35th Annual Power Electronics Specialists Conference. Piscataway, NJ, USA; IEEE, 2004: 2593-2598.

(编辑 杜秀杰)