

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE A REDAÇÃO FINAL DA

TESE DE GRADUAÇÃO POR Eliane Maria Grigoletto

E APROVADA PELA

COMISSÃO DE GRADUAÇÃO EM 31/10/2003

Itamar

ORIENTADOR

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**PROPRIEDADES DE TRAÇÃO E DE FADIGA ISOTÉRMICA DE UMA JUNÇÃO DE
COBRE COM AS LIGAS Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58**

96484006

Autora: Eliane Maria Grigoletto

Orientador: Prof. Dr. Itamar Ferreira

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

**PROPRIEDADES DE TRAÇÃO E DE FADIGA ISOTÉRMICA DE UMA JUNÇÃO DE
COBRE COM AS LIGAS Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58**

Autora: Eliane Maria Grigoletto

Orientador: Prof. Dr. Itamar Ferreira

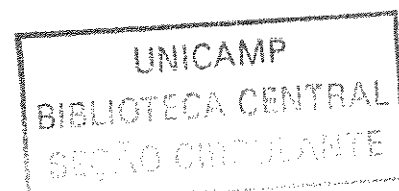
Curso: Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2003

S.P. - Brasil



INIDADE	BC
1ª CHAMADA	UNICAMP
	G877p
EX	
OMBO BC/	58615
ROC.	16-117-04
C	☐
D	☒
REÇO	11.00
DATA	29-06-04
* CPD	

CM0019B177-1

313 10 317207

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

G877p Grigoletto, Eliane Maria
Propriedades de tração e de fadiga isotérmica de uma junção de cobre com as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58. / Eliane Maria Grigoletto.--Campinas, SP: [s.n.], 2003.

Orientador: Ferreira, Itamar.
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Propriedades mecânicas. 2. Materiais fadiga. 3. Solda e soldagem. 4. Juntas soldadas fadiga. 5. Estanho. 6. Chumbo. I. Ferreira, Itamar. II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

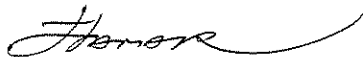
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

TESE DE DOUTORADO

**PROPRIEDADES DE TRAÇÃO E DE FADIGA ISOTÉRMICA DE UMA JUNÇÃO DE
COBRE COM AS LIGAS Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58**

Autora: **Eliane Maria Grigoletto**

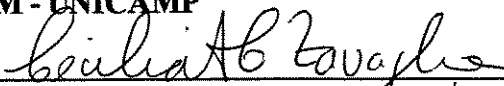
Orientador: **Prof. Dr. Itamar Ferreira**



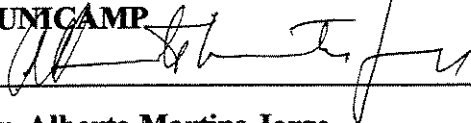
Prof. Dr. Itamar Ferreira, Presidente
FEM - UNICAMP



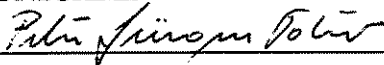
Prof. Dr. Sérgio Tonini Button
FEM - UNICAMP



Profa. Dra. Cecília Amélia de Carvalho Zavaglia
FEM - UNICAMP



Prof. Dr. Alberto Martins Jorge
FEEC - UNICAMP



Prof. Dr. Peter Jürgen Tatsch
FEEC - UNICAMP

Campinas, 31 de outubro de 2003

Dedicatória:

Dedido este trabalho ao meu pai Duilio (“In Memorium”) e à minha mãe Ermida P. Grigoletto, pelo muito que sempre me proporcionaram.

Agradecimentos

À minha mãe e ao meu pai (“in memorium”) pelo apoio, dedicação e pela educação que me proporcionaram.

Às minhas irmãs, sobrinhos e cunhado pelo apoio e carinho.

Ao Antônio Roberto Panicali pela paciência, ajuda e compreensão.

Ao meu orientador prof. Dr. Itamar Ferreira pela amizade e orientação.

Agradeço especialmente à Maria Dorotéia Costa Sobral, Fabiana C. Nascimento, Juliana Bueno, Iraci Machado, Eliana Tassi e Reinaldo Cavasso Filho, pelo apoio, convivência, companheirismo e amizade.

Ao prof. Dr. Kamal Abdel Radi Ismail por acreditar, confiar e apoiar esta pesquisa.

Ao Dr. David Torp, Vice Presidente de Marketing e Desenvolvimento de Negócios da Northrop Grumman Corporation/Kester Solder, pela atenção, disposição, e oportunidade de aprendizado com seus valiosos ensinamentos, comentários e discussões sobre os resultados deste trabalho.

À Dra. Jennie S. Hwang, Presidente e consultora da H-Technologies Group Inc. pela atenção, informações técnicas e comentários sobre este trabalho.

A todos os professores da Faculdade de Engenharia Mecânica com os quais aprimorei meus conhecimentos para melhor finalizar este trabalho.

Ao Márcio Tarozzo Biasoli pela confiança, apoio e estímulo para a realização desta pesquisa, pela imensa colaboração permitindo o uso dos equipamentos do laboratório LTEE/CenPRA - Centro de Pesquisas "Renato Archer".

À equipe técnica do CenPRA, especialmente Dra. Astrid Damasco, Luiz, André, Marivalda, Patrícia, Douglas e Natanael, pela grande ajuda na realização da soldagem das amostras. À equipe técnica do Laboratório de Análises de Falha do CenPRA, pelo apoio e amizade especialmente à Felix, Hiram, Sr. Bata e Sr. Pimentel.

À Kester Solder pela doação das pastas de solda usadas neste trabalho. À equipe técnica da Kester Solder, especialmente à Roseli Cifarelli, pela amizade, atenção, dedicação e apoio a este trabalho. À Marcos Accordi e Ricardo Tiene pela amizade e atenção.

A todos os funcionários da FEM-Unicamp, especialmente ao José Luiz Lisboa do Laboratório de Propriedades Mecânicas. À Claudinete, Jiomar e Sérgio do Laboratório de Caracterização Microestrutural. À Rita Helena B. Jacon por ser sempre prestativa e pela ajuda nas técnicas de caracterização microestrutural.

Aos funcionários Geraldo Paladini Salustiano e Fábio Gatamorta da oficina mecânica do DEMA-FEM pela confecção do suporte para amostras.

Aos amigos Carlos A. Santarosa e Tenesson S. Soares, pelo interesse, apoio e amizade.

À biblioteca central da Unicamp, especialmente à Rose, Paula e Raquel, funcionárias da BAE, pela atenção e empenho na solicitação das referências bibliográficas.

Resumo

GRIGOLETTO, Eliane Maria. *Propriedades de tração e de fadiga isotérmica de uma junção de cobre com as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 147p. Tese (Doutorado)

As ligas de estanho-chumbo são usadas para soldar componentes eletrônicos sobre placas de circuito impresso. O chumbo e seus compostos são substâncias tóxicas e a indústria eletrônica deverá eliminar este metal do processo de soldagem. A solda, contato permanente entre os componentes e a placa de circuito impresso, tem como função permitir a passagem de corrente elétrica e fixar os componentes eletrônicos. A resistência a falhas dos empacotamentos eletrônicos é altamente dependente das propriedades mecânicas e microestrutura da liga de solda usada. As montagens eletrônicas são constantemente sujeitas a flutuações de temperatura devido ao “liga e desliga” dos circuitos ou pelas variações da temperatura ambiente. As diferenças de coeficiente de expansão térmica entre terminais/solda/placa de uma montagem podem produzir tensões e modificações microestruturais na solda. Este trabalho tem por objetivos caracterizar e analisar as propriedades mecânicas e a microestrutura das ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 usadas para soldar dois fios de cobre, topo a topo. As propriedades mecânicas foram analisadas pela realização de ensaios de tração, fadiga isotérmica e microdureza. O método escada foi o usado para calcular a resistência à fadiga das ligas estudadas. A caracterização microestrutural das ligas foi efetuada usando as técnicas de microscopia óptica, microscopia eletrônica de varredura e microanálise por EDS. As pastas de solda foram analisadas por termogravimetria (TG) e por calorimetria de varredura diferencial (DSC). O resultado obtido para os ensaios de tração para corpos de cobre sem a junção foi igual a 488 ± 9 MPa. Foi obtida a ordem decrescente de resistência à tração: Sn62-Pb36-Ag2, Sn63-Pb37 e Sn42-Bi58 para as junções de cobre com 0,30mm de espessura. Para a liga Sn63-Pb37, usada para soldar junções de 0,15mm de espessura apresentou o valor de 133 ± 22 MPa de resistência à tração. Os resultados obtidos para a resistência à fadiga isotérmica para as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 para junções de 0,30mm de espessura foram 34 ± 5 MPa, 38 ± 2 MPa e 37 ± 6 MPa, respectivamente. Para a liga Sn63-Pb37, usada para soldar a junção de cobre de 0,15mm de espessura foi obtido o valor de 28 ± 5 MPa. Quanto aos ensaios de microdureza, a liga Sn63-Pb37 apresentou os valores iguais a $10,1 \pm 9$ HV e $7,9 \pm 0,4$ HV para amostras não submetidas ao ensaio de fadiga e submetidas ao ensaio de fadiga, respectivamente. As ligas Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 apresentaram os valores de $12,2 \pm 0,9$ HV e $15,3 \pm 0,9$ HV como resultados dos ensaios de microdureza Vickers. A análise microestrutural das ligas por microscopia óptica e por MEV permitiu a observação das fases e de defeitos presentes em cada liga. No caso da liga Sn63-Pb37, foi possível a medida do tamanho das fases ricas em chumbo antes e depois do ensaio de fadiga, sendo os valores obtidos para o comprimento do intercepto médio iguais a $2,3 \pm 0,4$ μ m e $2,8 \pm 0,7$ μ m, respectivamente, sendo que no processo de soldagem usado neste trabalho foi obtida a microestrutura semelhante à encontrada em linhas industriais de montagem. As análises por EDS permitiram a obtenção da composição química das fases de cada liga. As análises por termogravimetria demonstraram que as pastas de solda Sn63-Pb37 e Sn42-Bi58 eliminaram aproximadamente a mesma quantidade de gases voláteis, e que a pasta de Sn62-Pb36-Ag2 foi a que perdeu menos massa. As análises por calorimetria de varredura diferencial permitiram constatar que as pastas de solda possuíam a temperatura de fusão encontradas na bibliografia especializada.

Palavras chave: Ligas de estanho, fadiga isotérmica; resistência à tração, propriedades mecânicas.

Abstract

GRIGOLETTO, Eliane Maria. *Tensile and isothermal fatigue properties of a copper joint with Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 alloys*. Campinas: Faculty of Mechanical Engineering, State University of Campinas, São Paulo State, Brazil. 2003. 147p. Doctoral Thesis.

The tin-lead alloys are used to solder components on printed circuit boards. Lead and its compounds are toxic substances and the electronic industry should substitute this metal in the soldering process. The solder, constant contact between the components and the printed circuit board, should allow the electric current to flow and support the electronic components. The failure resistance of the electronic packaging is highly dependent of mechanical and microstructure properties of the solder alloy used. The electronic assemblies are constantly submitted to temperature fluctuations due to the "on-off" of the circuits or the environmental temperature variations. The coefficient of thermal expansion differences of terminals/solder/printed circuit board present in assemble could produce stress and microstructure modifications in the solder. The objectives of this work are to characterize and analyze the mechanical and microstructural properties of Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 and Sn58-Bi58 alloys used to solder two copper wires in a butt joint. Tension, isothermal fatigue, and microhardness tests were conducted in order to characterize the mechanical properties. The staircase method was used to calculate the fatigue strength of the studied alloys. The optical microscopy, scanning electronic microscopy, and microanalysis by EDS were used to characterize the microstructure of alloys. The solder pastes were analyzed by thermogravimetry (TG) and scanning differential calorimetry (DSC). The obtained result from the tension tests for the copper specimens without the joint was 488 ± 9 MPa. The results obtained for the tensile strength for the alloys Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2, and Sn42-Bi58 to the copper joints with 0.30mm of thickness were 93 ± 8 MPa, 101 ± 1 MPa, and 79 ± 15 MPa, respectively. The Sn63-Pb37 alloy used to solder 0.15mm thickness joints presented the value equal to 133 ± 22 MPa to tensile strength. The results obtained to the isothermal fatigue strength to the Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 and Sn42-Bi58 alloys to the joints with 0.30mm of thickness were 34 ± 5 MPa, 38 ± 2 MPa and 37 ± 6 MPa, respectively. To the alloy Sn63-Pb37 used to solder the 0.15mm of thickness of copper joints was obtained the value of 28 ± 5 MPa. The Sn63-Pb37 presented the values of 10.1 ± 9 HV and 7.9 ± 0.4 HV for the Vickers microhardness tests of specimens not submitted and submitted to the fatigue tests, respectively. The Sn62-Pb37 and Sn42-Bi58 presented the values equals to 12.2 ± 0.9 HV and 15.3 ± 0.9 HV as the results of microhardness tests. The microstructure analysis of the alloy by optical and MEV permitted the observation of the phases and of the defects presents in each alloy. In the case of Sn63-Pb37 it was possible to measure the size of lead rich phases before and after of fatigue test and the values obtained to the medium intercept length was equal to 2.3 ± 0.4 μ m and 2.8 ± 0.7 μ m, respectively, and the soldering process used in this work allows to obtain a similar microstructure formed in the industry line. The EDS analysis permitted to obtain the chemical composition of the phases to each alloy. The analyze by thermogravimetry showed that the solder pastes Sn63-Pb37 and Sn42-Bi58 released approximately the same quantity of volatile gases, and the Sn62-Pb36-Ag2 solder paste lost less mass. The scanning differential calorimetry analyses showed that the solder pastes had the melting point in accordance with bibliographical references.

Key words: tin alloys, isothermal fatigue, tensile strength, mechanical properties.

Sumário

Lista de Figuras	<i>i</i>
Lista de Tabelas	<i>ix</i>
Nomenclatura	<i>xii</i>
Capítulo 1 - Introdução	1
1.1 Objetivos	3
Capítulo 2 - Revisão da literatura	5
2.1 O processo de soldagem de componentes eletrônicos	5
2.2 A tecnologia de montagem de componentes eletrônicos sobre superfície	6
2.2.1 A soldagem de componentes eletrônicos sobre superfície por refusão	7
2.2.2 Os diferentes tipos de componentes eletrônicos	9
2.3 O fenômeno de fadiga	11
2.3.1 Fadiga em montagens eletrônicas	13
2.3.2 Tipos de ensaios para avaliar a vida em fadiga de montagens eletrônicas	15

2.4	As propriedades mecânicas de ligas de solda, a diversidade dos tipos de ensaio e de corpos de prova	21
2.4.1	Metodologias usadas para ensaios de tração e cisalhamento de junções	21
2.4.2	Metodologias usadas para ensaios de fadiga isotérmica de baixo ciclo	25
2.5	Caracterização estatística da resistência à fadiga	32
2.6	As ligas metálicas usadas para soldagem de componentes eletrônicos	36
2.6.1	As ligas de estanho-chumbo	36
2.6.2	A toxicidade do chumbo e a legislação	38
2.6.3	As ligas sem chumbo	41
2.7	Análises térmicas por termogravimetria (TGA) e por calorimetria de varredura diferencial (DSC)	46
2.8	Ensaio de microdureza	49
	Capítulo 3 - Materiais e Métodos	51
3.1	Materiais	51
3.2	Procedimento para obtenção dos corpos de prova	52
3.2.1	Preparação dos fios de cobre para soldagem	52
3.2.2	Soldagem dos corpos de prova	52
3.3	Análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e da composição química das ligas de solda	58
3.4	Análise por termogravimetria (TGA) e por calorimetria de varredura diferencial (DSC)	58
3.5	Ensaio de microdureza	59
3.6	Ensaio de tração	60
3.7	Ensaio de fadiga	61

Capítulo 4 - Resultados e Discussão	63
4.1 Considerações sobre os parâmetros de espessura de junção e de Soldagem	63
4.2 Análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e da composição química da liga soldada	64
4.2.1 Liga Sn63-Pb37	65
4.2.2 Liga Sn62-Pb36-Ag2	74
4.2.3 Liga Sn42-Bi58	80
4.3 Análises por termogravimetria (TGA) e calorimetria de varredura diferencial (DSC)	88
4.4 Ensaios de microdureza	92
4.5 Ensaios de tração	95
4.6 Ensaios de fadiga	106
Capítulo 5 - Conclusões e sugestões para trabalhos futuros	120
5.1 Conclusões	120
5.2 Sugestões para trabalhos futuros	122
Referências Bibliográficas	123
Anexo I - Curvas termogravimétricas para as pastas de solda de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58	134
Anexo II - Curvas de DSC para as pastas de solda de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58	138
Anexo III - Tabelas usadas para obter os diagramas de tensão (MPa) - número de corpos de prova para cada liga de solda usada	142

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Zonas de aquecimento de um forno	8
Figura 2.2 - Perfil típico de temperatura para forno de aquecimento	9
Figura 2.3 - Exemplos de tipos de terminais de diferentes componentes convencionais	10
Figura 2.4.- Exemplos dos diferentes terminais usados em diversos tipos de componentes SMC e como estes são chamados	10
Figura 2.5 - Esquema das etapas de um processo de montagem de componentes SMC nos dois lados da placa de circuito impresso, incluindo componentes convencionais	11
Figura 2.6 - Esquema da deformação que ocorre em uma junção de solda entre um “chip” e o substrato, quando do aquecimento e resfriamento do conjunto	14
Figura 2.7 - Configurações de junções de solda.(a) “butt joint”- junção usada para os ensaios de tração; (b) junção para simular um pino, para duas possibilidades de soldagem distintas; (c) junção do tipo sobreposta usada para os ensaios de cisalhamento (Wild, 1974, 1975)	22

Figura 2.8 - Esquema de anel e cilindro usado para os ensaios de cisalhamento. (a) diagrama da configuração de cilindro soldado ao anel; (b) esquema apresentando o suporte usado para fixar o cilindro e o anel (Foley <i>et al.</i> , 2000).	23
Figura 2.9 - Corpos de prova confeccionados para realizar ensaios de tração. (a) amostra obtida com a liga fundida; (b) amostra contendo a junção (Kim <i>et al.</i> , 2003).	24
Figura 2.10 - Esquema de uma temobalança usada para análises termogravimétricas (Brown, 1988)	47
Figura 2.11 - Diagrama de um analisador térmico diferencial (DSC) (Basset, 1981)	48
Figura 2.12 - Esquema de penetrador Knoop (a) e Vickers (b) (ASTM, 1990)	50
Figura 3.1 - Fotografia do porta - amostras usado para fixação dos fios de cobre e para realização da soldagem	52
Figura 3.2 - Equipamento de medição tridimensional a laser, Cyberoptics (CenPRA)	53
Figura 3.3 - Dosador de pasta de solda (CenPRA)	54
Figura 3.4 - Esquema de corpo de prova contendo a junção soldada	54
Figura 3.5 - Fotografia do forno de aquecimento presente no laboratório do CenPRA	55
Figura 3.6 - Perfil de temperatura recomendado pelo fabricante de pasta de solda	56
Figura 3.7 - Perfil de temperatura utilizado para a soldagem das junções de cobre com Sn63-Pb37	56

Figura 3.8 - Perfil de temperatura utilizado para a soldagem das junções de cobre com Sn62-Pb36-Ag2	57
Figura 3.9 - Perfil de temperatura utilizado para a soldagem das junções de cobre com Sn42-Bi58	57
Figura 3.10 - Fotografia da amostra sendo submetida ao ensaio de fadiga	61
Figura 4.1 - Dois corpos de prova não submetidos ao ensaio de fadiga, embutidos em resina de poliéster. Em destaque as junções de solda de cobre com a liga Sn63-Pb37 (MEV)	66
Figura 4.2 - Região de solda da liga Sn63-Pb37 (MEV)	66
Figura 4.3 - Região de solda da liga Sn63-Pb37 (MEV)	67
Figura 4.4 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova não submetido ao ensaio de fadiga (MEV)	68
Figura 4.5 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova ensaiado. As setas indicam os veios formados após o ensaio de fadiga (MEV)	69
Figura 4.6 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova ensaiado, apresentando aumento da fase rica em chumbo e maior espaçamento na área rica em estanho (MEV)	69
Figura 4.7 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. As “ilhas” de chumbo apresentam um discreto aumento e pode-se notar a presença de poros, alguns marcados pelas setas (MEV)	70

Figura 4.8 - Secção transversal de um componente montado sobre superfície soldado com a liga Sn63-Pb37 em processo industrial. Observa-se as regiões da placa de circuito impresso, região da solda e o terminal do componente (MEV)	72
Figura 4.9 - Microestrutura da liga Sn63-Pb37 na interface terminal-liga de solda, obtida em linha de montagem de componentes SMT industrial. Detalhe do componente apresentado na figura 4.8 (MEV)	73
Figura 4.10 - Duas junções de solda realizadas com a liga Sn62-Pb36-Ag2, antes do ensaio de fadiga (MEV)	74
Figura 4.11 - Microestruturura da liga Sn62-Pb36-Ag2, antes do ensaio de fadiga (MEV)	75
Figura 4.12 - Liga Sn62-Pb36-Ag2, antes do ensaio de fadiga (MEV)	75
Figura 4.13 - Liga Sn62-Pb36-Ag2, antes da realização do ensaio de fadiga. Observa-se a presença de porosidade (MEV)	76
Figura 4.14 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 localizada próxima ao metal base (MEV)	77
Figura 4.15 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 próxima ao metal base em amostra não submetida ao ensaio de fadiga (MEV)	78
Figura 4.16 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 submetida ao ensaio de fadiga. Nota-se a presença de microtrincas e a presença de irregularidade na microestrutura (MEV)	78

Figura 4.17 - Região da solda Sn62-Pb36-Ag2 após a amostra ter sido submetida ao ensaio de fadiga. Observa-se grandes poros na solda (MEV)	79
Figura 4.18 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 submetida ao ensaio de fadiga. Nesta magnitude de aumento observa-se a presença de muitos vazios na microestrutura (MEV)	79
Figura 4.19 - Junção de cobre com a liga Sn42-Bi58 apresentando amostra não submetida ao ensaio de fadiga. Nota-se a presença de poros que se formaram durante a soldagem (MEV)	80
Figura 4.20 - Outro corpo de prova apresentando a junção de cobre com a liga Sn42-Bi58. Observa-se a formação de poros na junção não submetida ao ensaio de fadiga (MEV)	81
Figura 4.21 - Região de liga Sn42-Bi58 não submetida ao ensaio de fadiga (MEV)	82
Figura 4.22 - Região de liga Sn42-Bi58 não submetida ao ensaio de fadiga. São apresentadas as fases ricas em Sn e em Pb (MEV)	82
Figura 4.23 - Região de liga Sn42-Bi58. Observa-se a estrutura degenerada (MEV)	83
Figura 4.24 - Região de solda da liga Sn42-Bi58 não submetida ao ensaio de fadiga. Observa-se a presença de porosidade (MEV)	83
Figura 4.25 - Região de liga Sn42-Bi58, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. Nota-se a presença de poros na amostra submetida ao ensaio de fadiga (MEV)	84

Figura 4.26 - Região de solda da liga Sn42-Bi58, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. Pode-se observar a presença de poros e de um vazio no interior da solda (MEV)	84
Figura 4.27 - Região da liga Sn42-Bi58 em corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga (MEV)	85
Figura 4.28 - Região de liga Sn42-Bi58 para um corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga (MEV)	86
Figura 4.29 - Região de liga Sn42-Bi58, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. Nota-se uma grande quantidade de poros na solda (MEV)	86
Figura 4.30 - Microestrutura e impressão de microdureza Vickers na região da solda Sn63-Pb37 submetida ao ensaio de fadiga (MO)	94
Figura 4.31 - Curva da força em função do deslocamento para a liga de solda Sn63-Pb37	96
Figura 4.32 - Número dos corpos de prova e a resistência à tração correspondente a cada amostra. Resultados dos ensaios de tração do cobre sem junção	96
Figura 4.33 - Número dos corpos de prova e a resistência à tração correspondente a cada amostra. Resultados dos ensaios de tração do cobre contendo a junção de 0,30mm realizada com a liga Sn63-Pb37. Curvas semelhantes foram obtidos para as ligas Sn62-Pb36-Ag2 e para Sn42-Bi58	97
Figura 4.34 - Curva da tensão, para cada corpo de prova ensaiado, resultante do método escada, para a determinação da resistência à fadiga da junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37, para o primeiro ensaio	108

Figura 4.35 - Curva da tensão, para cada corpo de prova ensaiado, resultante do método escada, para a determinação da resistência à fadiga da junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37, para o segundo ensaio	108
Figura 4.36 - Curva da tensão obtida para cada corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, para a determinação da resistência à fadiga da junta de cobre soldada com a liga Sn62-Pb36-Ag2, pelo método escada	109
Figura 4.37 - Curva da tensão resultante do método escada, obtida para cada corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, para junta de cobre soldada com a liga Sn42-Bi58	109
Figura 4.38 - Curva da tensão, para cada corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, para a junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37, com espessura de 0,15mm, resultante do método escada	110
Figura 4.39- Fotografia do corpo de prova soldado após o ensaio de fadiga, mostrando a fratura na região da solda (MEV)	111
Figura 4.40 - Fotografia de um corpo de prova após o ensaio de fadiga, mostrando a fratura na interface cobre-solda, rompimento unilateral (MEV)	111
Figura 4.41 - Fotografia do corpo de prova após o ensaio de fadiga, mostrando a fratura na interface cobre-solda, uma ruptura não uniforme, rompimento bilateral considerando o contato da solda com o cobre (MEV)	112
Figura 4.42 - Aspecto da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37, mostrando a junção apresentada na figura 4.39 (MEV)	113
Figura 4.43 - Aspecto da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37. O corpo de prova corresponde ao da figura 4.40 (MEV)	113

Figura 4.44 - Aspecto da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37, apresentando a fratura ocorrida na amostra da figura 4.41 (MEV)	114
Figura 4.45 - Morfologia da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37 (MEV)	114
Figura A.1.1 - Curva TG obtida para a amostra de pasta de solda de Sn63-Pb37	135
Figura A.1.2 - Curva TG obtida para a amostra de pasta de solda de Sn62-Pb36-Ag2	136
Figura A.1.3 - Curva TG obtida para a amostra de pasta de solda de Sn42-Bi58	137
Figura A.2.1 - Curva DSC obtida para a amostra de pasta de solda de Sn63-Pb37	139
Figura A.2.2 - Curva DSC obtida para a amostra de pasta de solda de Sn62-Pb36-Ag2	140
Figura A.2.3 - Curva DSC obtida para a amostra de pasta de solda de Sn42-Bi58	141

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 - Tipo de corpo de prova, modo de carregamento e definição de vida em fadiga normalmente encontrados na literatura	18
Tabela 2.2 - Exemplo de dados experimentais obtidos nos ensaios de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, realizado pelo método escada neste trabalho	34
Tabela 2.3 - Valores que serão usados no cálculo da resistência à fadiga	35
Tabela 4.1 - Valores do comprimento médio de intercepto para a liga Sn63-Pb37, análise de oito micrografias de cada tipo de amostra	71
Tabela 4.2 - Composição química das regiões da solda de Sn63-Pb37, obtida por EDS-MEV	74
Tabela 4.3 - Composição química das diversas regiões da liga Sn62-Pb36-Ag2. Obtida por EDS-MEV	77
Tabela 4.4 - Composição química encontrada para diferentes regiões da solda de Sn42-Bi58 obtida por EDS-MEV	87

Tabela 4.5 - Temperatura de fusão dos elementos e de suas ligas	88
Tabela 4.6 - Valores obtidos para perdas de massa para as diferentes ligas	90
Tabela 4.7 - Valores obtidos para perdas de massa para as diferentes ligas	91
Tabela 4.8 - Microdureza Vickers das diferentes ligas de estanho analisadas	93
Tabela 4.9- Resultados de ensaios de tração para a junção de cobre com as ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58	95
Tabela 4.10 - Dados de limite de resistência à tração para corpos de prova sem junção para liga de solda eutética Sn-Pb	99
Tabela 4.11- Ensaios de tração realizados com a junção soldada com a liga Sn63-Pb37	101
Tabela 4.12 - Dados de limite de resistência à tração a temperatura ambiente para liga de estanho-bismuto e estanho-chumbo eutéticas	103
Tabela 4.13 - Ensaios de tração realizados por Tomlinson e Collier (1987), usando corpos de prova maciços	104
Tabela 4.14 - Ensaios de tração realizados em juntas soldadas por Tomlinson e Collier(1987)	105
Tabela 4.15 - Ligas de solda e os valores da resistência à fadiga (S_n) obtidas pelo método escada	107
Tabela A.3.1 - Dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, com 0,30mm de espessura	143

Tabela A.3.2 - Dados experimentais referentes ao segundo ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37., com 0,30mm de espessura 144

Tabela A.3.3 - Dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn62-Pb36-Ag2, com 0,30mm de espessura 145

Tabela A.3.4 - Dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn42-Bi58, com 0,30mm de espessura 146

Tabela A.3.5 - Dados experimentais referentes ao ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, com 0,15mm de espessura 147

Nomenclatura

Letras Latinas

A - soma de $i.n_i$

B - soma de $i^2.n_i$

b - expoente de resistência à fadiga

c - expoente de ductilidade à fadiga

d - incremento de tensão

d₁ - diagonal média da impressão em μm

i - valor da tensão ensaiada

N - soma de n_i

N_f - número de ciclos para falhar

n_i - número de corpos de prova que não se romperam com as tensões ensaiadas

P₁ - carga em gf

S_n - resistência à fadiga

S₀ - menor tensão utilizada para romper o corpo de prova

Letras Gregas

α - constante do material

θ - constante do material

ε - deformação

Abreviações

BGA - “Ball Grid Array” - tipo de componente eletrônico que possui terminais em forma de esferas

CTE - coeficiente de expansão térmica

DSC - “Differential Scanning Calorimetry” - calorimetria de varredura diferencial

DTG - curva termogravimétrica derivativa

EDS - “energy dispersive spectroscopy”

FR-4 - “epoxi fiber reinforced” - material usado para confeccionar placas de circuito impresso

HV - número de dureza Vickers

IC - “integrated circuit” - circuito integrado

LLCC - “Leadless Chip Carrier”

MELF - “Metal Electrode Face Component”

MEV - microscopia eletrônica de varredura ou microscópio eletrônico de varredura

PCB - “printed circuit board” - placas de circuito impresso

PBGA - “Plastic Ball Grid Arrays”

PLCC - “Plastic Leaded Chip Carrier”

SMC - “Surface Mounted Components” - componentes soldados sobre superfície

SMD - “Surface Mounted Device” - dispositivos montados sobre superfície

SMT - “Surface Mounting Technology” - tecnologia de montagem de componentes sobre superfície

SMALL OUTLINE IC - “Small Outline Integrated Circuit”

SOT - “Small Outline Transistor”

TGA - “Thermogravimetry Analysis” - análise térmica por termogravimetria

TG - “Thermogravimetry” - termogravimetria

U.S.A. - “United States of America”

γ_p - deformação plástica

σ'_f - coeficiente de resistência à fadiga

ε'_f = coeficiente de ductilidade à fadiga

Siglas

ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas

ASTM - “American Society for Testing and Materials”

CETESB - Companhia de Saneamento Ambiental

EPA - “Environmental Protections Agency”

ITRI - “The International Tin Research Institute”

JEIDA - “Japan Electronics Development Industry Association”

JIEP - “Japanese Institute of Electronic Packaging”

NEMI - “National Electronics Manufacturing Initiative”

NCMS - “National Center for Manufacturing Sciences”

OSHA - “Occupational Safety and Health Administration”

PEL - limite de exposição permissível

WEEE - “Waste in Electrical and Electronic Equipment”

Capítulo 1

Introdução

No século XX, a indústria eletrônica teve a necessidade de miniaturizar a tecnologia de interconexão com o surgimento dos circuitos integrados, sendo de importância fundamental na época, a realização de pesquisas e o desenvolvimento de novas tecnologias para o processo de soldagem destes componentes. A funcionalidade e a confiabilidade da interconexão resultante da tecnologia de soldagem teve como consequência o aumento da demanda com o desenvolvimento dos processos de soldagem de componentes convencionais, por onda, e de componentes soldados sobre superfície (SMC), pelo processo de refusão de pasta de solda, usados pela indústria eletrônica (Parekh, 1996).

A soldagem por dupla onda utiliza um banho de solda fundida, onde os componentes convencionais são fixados em furos de passagem existentes na placa de circuito impresso e posteriormente os terminais são imersos no banho para realizar a soldagem.

A tecnologia de montagem de componentes sobre superfície (SMT) utiliza o processo de soldagem por refusão, e consiste em obter junções de solda que serão o contato permanente entre os componentes eletrônicos e as trilhas metálicas existentes nas placas de circuito impresso (Meesemaeker *et al.*, 1989; Kanchanomai *et al.*, 2002).

Os empacotamentos eletrônicos estão sujeitos a flutuações de temperatura que ocorrem devido às solicitações da vida em serviço dos circuitos, causadas pelo liga e desliga dos mesmos ou pelo ambiente externo, considerando as variações de temperatura que ocorrem durante o dia, e pelas mudanças sazonais. As flutuações térmicas, que acarretam gradientes de temperatura, podem causar tensões e/ou deformações cíclicas nos materiais que os compõem (Ross, 1984; Tien *et al.*, 1989; Abtew & Selvaduray, 2000).

Ao longo do tempo, devido às solicitações a que os materiais são submetidos em serviço, a liga de solda apresentará deformações ocasionadas pelas diferentes expansões térmicas dos componentes eletrônicos montados sobre superfície e os materiais a que permanecem soldados, mesmo que os coeficientes de expansão térmica (CTE) dos materiais possuam valores muito próximos (Abtew & Selvaduray, 2000; Stam & Davitt, 2001; Kanchanomai *et al.*, 2002).

Atualmente, as diferenças de expansão térmica entre os componentes e o material usado para soldar estão sendo conciliadas pela diversificação das geometrias de terminais e diferentes formas e configurações de junções de solda, usando a tecnologia de montagem de componentes sobre superfície (SMT). A confiabilidade do processo de soldagem de componentes eletrônicos varia com as diversas formas de junção, por exemplo, em forma de esfera ou de pilar e distintas técnicas para inserção e soldagem das juntas de solda. Para usar estes recursos com o objetivo de melhorar um projeto utilizando componentes montados sobre superfície (SMC) é necessário entender o comportamento de deformação e de fratura de junções de solda (Tien *et al.*, 1989).

A falha na junção da solda pode ser causada por fatores como vibração, diferentes coeficientes de expansão térmica; choque mecânico (solicitação mecânica excessiva), choque térmico e fluência. A resistência da junção de solda à falha é altamente dependente da resistência da liga de solda. As vibrações e os diferentes coeficientes de expansão térmica levam a solicitações cíclicas que causam a falha por fadiga (Parekh, 1996).

A falha por fadiga térmica de juntas soldadas em empacotamento eletrônico é um problema para a indústria microeletrônica e ocorre sem indicação prévia conforme comenta Ross

(1984). Um dos mais críticos problemas para o desenvolvimento de montagens eletrônicas confiáveis é estimar a vida em fadiga de junções de solda (Frear *et al*, 1988).

A literatura especializada que discorre sobre as pesquisas realizadas para estudar o comportamento de ligas de solda e de junções apresenta diferentes condições experimentais para ensaios mecânicos, e demonstra que os pesquisadores utilizam diferentes tipos de corpos de prova submetidos a diferentes tipos de ensaios (Frear *et al*, 1991).

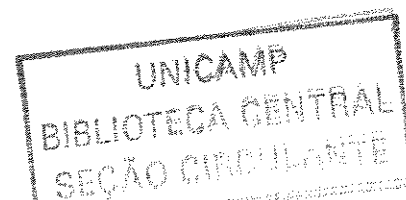
As soldas de estanho-chumbo foram as primeiras a serem utilizadas para conectar componentes eletrônicos porque possuíam baixo custo e alta disponibilidade, base para a fabricação em alta escala, considerando também o amplo conhecimento de seus usos e propriedades (Parekh, 1996).

A utilização segura e o descarte de chumbo e de materiais contendo chumbo tem sido do interesse de grupos ambientalistas e de corporações legislativas como o congresso dos U.S.A. A indústria eletrônica, que utiliza soldas contendo chumbo, está sendo pressionada no sentido de eliminar este metal, deste modo existe a necessidade de desenvolver materiais alternativos para ligas de solda sem chumbo e materiais orgânicos condutivos (Parekh, 1996).

A fadiga mecânica pode ser estudada submetendo o material usado na soldagem a tensões cíclicas ou a amplitudes de deformação cíclicas específicas (Hwang e Koenigsmann, 1997).

1.1 Objetivos

Este trabalho tem por objetivos caracterizar e analisar as propriedades mecânicas das ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 por meio de ensaios de tração e de fadiga isotérmica de uma junta de cobre soldada topo a topo, avaliando a viabilidade da utilização do método escada (Collins, 1981) para a obtenção e tratamento de dados de resistência à fadiga destas ligas. A pesquisa permitirá a caracterização das microestruturas das soldas, analisando aspectos como o espaçamento utilizado para a confecção das junções, as modificações microestruturais ocorridas



durante os ensaios de fadiga isotérmica usando um novo método para avaliar comparativamente o comportamento mecânico das ligas.

As junções de solda serão obtidas pelo processo de refusão em um forno de aquecimento usado em uma linha de montagem de componentes eletrônicos sobre superfície para reproduzir uma situação de soldagem real.

Esta pesquisa poderá contribuir com uma metodologia para a avaliação do comportamento da resistência de junções, especialmente para comparar o desempenho mecânico de diferentes ligas de solda sem chumbo, que estão sendo pesquisadas para a substituição da liga de estanho-chumbo e produzir dados que juntamente com outras características físicas, químicas e mecânicas das ligas, permitam uma previsão sobre a vida útil e confiabilidade de junções de solda dedicadas à microeletrônica.

Capítulo 2

Revisão da Literatura

2.1 O processo de soldagem de componentes eletrônicos

A soldagem é a técnica de unir duas ou mais partes que constituem um todo, assegurando que entre os elementos soldados existirá continuidade do material e que suas características mecânicas e químicas serão conservadas (Wainer, 1981).

A soldagem utilizada para unir componentes eletrônicos a uma placa de circuito impresso é denominada soldagem fraca. A soldagem fraca ou soldagem branda é um processo em que para a união de duas partes metálicas de um metal base utiliza-se um metal de adição que tem um ponto de fusão abaixo de aproximadamente 450°C, sendo que a maioria das soldas brandas possuem um ponto de fusão entre 180 e 300°C. O metal base não se funde durante este tipo de soldagem, a solda flui entre as partes a serem soldadas e “molha” a superfície das mesmas (Bresciani, 1981; Wassink, 1983, 1984; Schuwartz & Aircrafts, 1995).

A união de metais em uma soldagem fraca é empregada em projetos onde a junção será submetida à compressão ou ao cisalhamento. Uma soldagem fraca tem pouca resistência mecânica, assim é importante evitar que a mesma permaneça sob tensão. A dilatação de uma junção deste tipo poderá ocorrer livremente neste tipo de soldagem afetando a junta (Bresciani, 1981).

Com relação à resistência dos conjuntos soldados, esta depende da concepção da montagem, da temperatura de soldagem e da duração da operação a que são expostos. É um erro acreditar que a resistência de uma junta soldada é a do metal de adição, na estrutura fundida, porque após a interdifusão entre a liga e o metal base, formam-se compostos químicos que modificam a estrutura da junta. Um bom metal de adição ou uma boa liga deve “aderir”, “molhar” o metal base, escorrer rapidamente e penetrar por capilaridade na junção (Bresciani, 1981).

O controle de qualidade do material soldado pode ser efetuado pela realização de ensaios destrutivos, a exemplo dos metalográficos e dos mecânicos que são essenciais, e permitem a verificação detalhada das estruturas e das propriedades da junção. É necessário realizar um rigoroso controle das matérias-primas e de processo para monitorar a qualidade da soldagem (Cintra *et al.*, 1981).

Os ensaios metalográficos são empregados quando alguma irregularidade é observada na junção soldada e permitem verificar as macro e microestruturas formadas, bem como a existência de inclusões ou de microestruturas indesejáveis na região da solda. Estudos metalográficos são fundamentais para o controle do processo, para avaliar a uniformidade estrutural e analisar as composições obtidas e a velocidade de resfriamento, possibilitando o ajuste das condições de operação (Cintra *et al.*, 1981).

2.2 A tecnologia de montagem de componentes eletrônicos sobre superfície (SMT)

A necessidade de miniaturização de circuitos eletrônicos acarretou um grande avanço tecnológico observado no processo de soldagem de componentes, sendo que este processo atualmente pode ser executado com eficiência, por dupla onda ou por refusão. A soldagem por dupla onda utiliza um banho de solda fundido, onde os componentes convencionais são fixados em furos de passagem metalizados existentes na placa de circuito impresso e posteriormente imersos no banho para realizar a soldagem. O processo de refusão requer um controle de qualidade mais apurado, considerando que os componentes são soldados sobre a superfície da

placa e que a solda serve para realizar a conexão elétrica e para a fixar os componentes sobre a superfície.

2.2.1 A soldagem de componentes eletrônicos sobre superfície por refusão

O processo de soldagem por refusão inicia-se pela escolha da pasta de solda mais adequada aos materiais e às condições dos equipamentos disponíveis (Grigoletto & Ferreira, 1999).

O depósito da pasta de solda pode ser realizado sobre a placa de circuito impresso pelo processo de serigrafia. No processo de serigrafia uma tela ou um “stencil” é colocado sobre a placa de circuito impresso e a pasta de solda é pressionada por um rodo. A pasta passa através de uma chapa metálica perfurada (“stencil”) ou por uma tela recoberta por resina, que possuem as aberturas definidas para permitir a realização do depósito desta no formato exigido pelo projeto da placa (Grigoletto & Ferreira, 1999).

A pasta pode ser depositada por meio de seringas manuais ou automáticas que permitem o depósito pontual de quantidades definidas da pasta sobre locais específicos da placa, como um outro processo alternativo de deposição (Grigoletto & Ferreira, 1999).

Os componentes eletrônicos a serem soldados sobre a superfície da placa de circuito impresso são colocados manualmente ou automaticamente sobre a pasta depositada, ainda molhada, e esta deve manter os mesmos fixados à placa até o final do processo (Grigoletto & Ferreira, 1999).

As placas são posteriormente colocadas em um forno de aquecimento com condições de operação adequadas, como requer o perfil característico da pasta de solda utilizada, a densidade de componentes e para o tamanho da placa a ser soldada (Velardez & Grigoletto, 1990).

A figura 2.1 apresenta um exemplo das zonas de aquecimento de um forno utilizado para a soldagem de componentes sobre superfície. As zonas de aquecimento possuem temperaturas estabelecidas conforme o ciclo térmico de soldagem recomendado por cada fabricante de pasta de solda (Grigoletto & Ferreira, 1999).

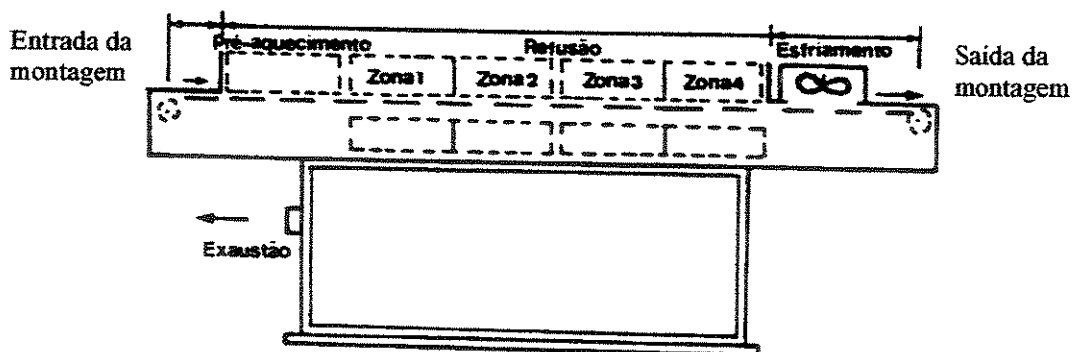


Figura 2.1 - Zonas de aquecimento de um forno (Velardez & Grigoletto, 1990).

A manufatura da soldagem por refusão passa por três estágios: o pré-aquecimento, o mesmo que a pré-refusão, a refusão e a pós-refusão. A pré-refusão inclui as condições de entrega da pasta, as metalizações dos componentes e do substrato, a deposição da pasta de solda e a colocação dos componentes na placa (Conway *et al.*, 1995).

Um ou mais mecanismos de transferência de calor estão envolvidos no estágio de refusão como a radiação, a condução e a convecção que podem ocorrer em atmosfera de ar bem como de gás inerte. A transferência de calor pode ocorrer entre o forno e a montagem, no interior da montagem, entre as montagens adjacentes e o forno (Conway *et al.*, 1995).

As pastas de solda possuem um fluxo incluído na sua formulação e este é ativado em faixas de temperatura específicas. O metal utilizado para a soldagem está presente na pasta de solda na forma de pequenas esferas da liga de solda e se funde quando a temperatura de fusão da liga é atingida (Conway *et al.*, 1995; Hwang, 1996; Grigoletto & Ferreira, 1999).

Durante a refusão a liga de solda se funde e molha as superfícies que devem ser soldadas e finalmente a solda é resfriada e solidificada. O perfil de temperatura pode variar para cada tipo de pasta dependendo do tipo de fluxo, do tamanho das partículas metálicas, da curva de distribuição das partículas (Conway *et al.*, 1995; Schreitmueller, 1997).

A figura 2.2 abaixo é citada em Schreitmueller (1997) apresentando um perfil de temperatura típico para pastas de solda.

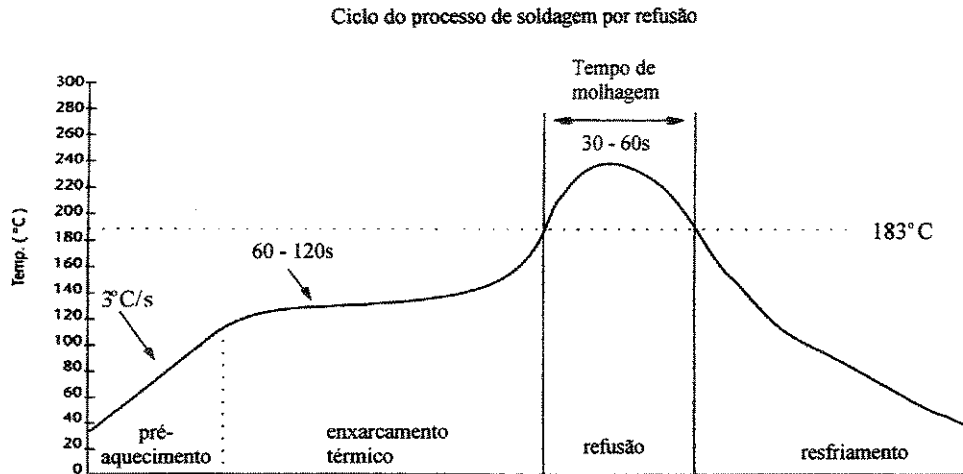


Figura 2.2 - Perfil típico de temperatura para forno de aquecimento (Schreitmuller, 1997).

2.2.2 Os diferentes tipos de componentes eletrônicos

Os componentes eletrônicos convencionais usados são providos de terminais que possibilitam sua montagem inserindo-os em furos metalizados realizados na placa de circuito impresso, ou em soquetes adequados sendo estes soldados posteriormente (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).

Os componentes SMC (Surface Mounted Components) são menores do que os componentes convencionais, possuem terminais que são soldados sobre a placa de circuito impresso podendo ser soldados em ambos os lados da mesma. Ocorre assim uma grande redução de peso e tamanho do produto acabado (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).

Em conjunto com os altos níveis de integração de componentes convencionais e SMCs, é possível construir equipamentos compactos, os quais podem ter um grande número de funções. Isto é particularmente importante na indústria aeronáutica, na construção de equipamentos

eletrônicos como câmaras, computadores e telefonia, onde a miniaturização é o maior objetivo (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).

A figura 2.3 apresenta os componentes que possuem terminais “through hole” e a figura 2.4 mostra alguns exemplos de componentes SMC (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).

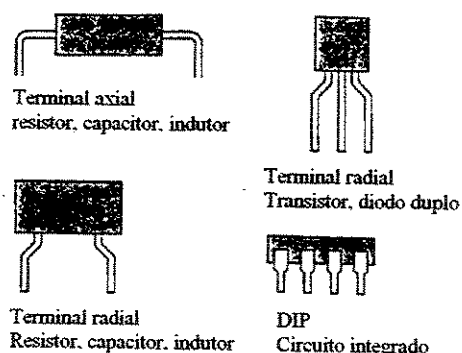
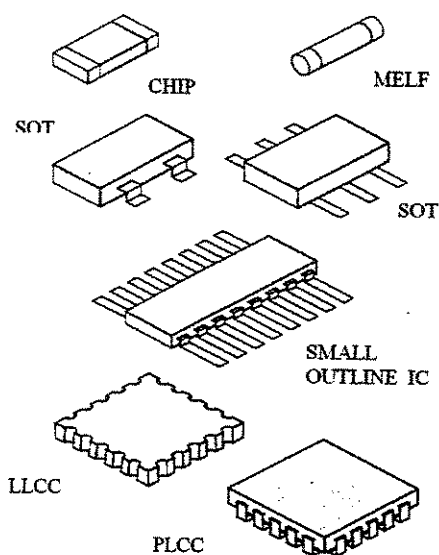


Figura 2.3 - Exemplos de tipos de terminais de diferentes componentes convencionais (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).



O nome dos componentes geralmente é abreviado. Os componentes da figura 2.4 correspondem a:

MEFF - “Metal electrode face component”
 SOT - “Small outline transistor package”
 SMALL OUTLINE IC - “Small Outline integrated Circuit”
 PLCC - “Plastic Leaded Chip Carrier”
 LLCC - “Leadless chip carrier”
 CHIP - pequeno componente, um resistor ou um capacitor SMD
 (Wassink & Verguld, 1995)

Figura 2.4 - Exemplos dos diferentes terminais usados em diversos tipos de componentes SMC e como estes são chamados (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).

A figura 2.5 apresenta um exemplo do processo de soldagem dos componentes SMC nos dois lados da placa de circuito impresso, incluindo a montagem de componentes convencionais em um dos lados da placa de circuito impresso.

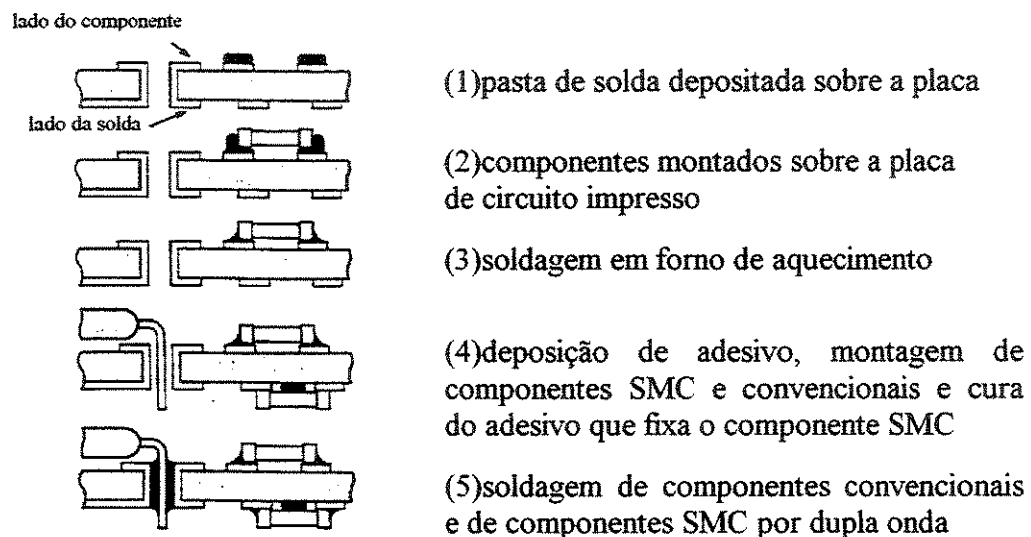


Figura 2.5 - Esquema das etapas de um processo de montagem de componentes SMC nos dois lados da placa de circuito impresso, incluindo componentes convencionais (Meesemaecher, Rozumek & Tarrieu, 1989).

2.3 O fenômeno da fadiga

A fadiga é uma falha progressiva de um material ou corpo de prova submetido à carregamentos repetidos, cíclicos ou flutuantes segundo descreve Madayag (1969). A fadiga é um processo de alteração estrutural permanente, localizado e progressivo que ocorre em um material submetido a condições que originam tensões e deformações flutuantes em alguns pontos podendo acarretar trincas ou a fratura completa do mesmo depois que o material é exposto a um certo número de flutuações, conforme definição da norma ASTM E 1823 - 96.

Um metal submetido à uma tensão repetida, ou seja, um carregamento cíclico, se romperá a uma tensão muito inferior a que ocasionaria a fratura pela aplicação de uma carga estática. Esta falha mecânica é chamada de falha por fadiga e segundo Dieter (1988) este fato é conhecido desde 1850, sendo que a fratura ocorre sem indicação ou alerta prévio.

As três condições necessárias e simultâneas que devem ser impostas a um material, ou corpo de prova, para que ocorra o fenômeno da fadiga como discorre Madayag (1969) são:

- tensão normal de tração máxima suficientemente alta;
- tensão cíclica, ou seja, uma variação na tensão aplicada, repetitiva ou flutuante, suficientemente grande;
- deformação plástica.

Caso uma das condições não seja imposta, o fenômeno da fadiga não ocorre.

A falha por fadiga segue uma sequência de três eventos descritos por Dieter (1988) e são basicamente a nucleação da trinca, a propagação da trinca e a ruptura final.

A falha por fadiga pode ser reconhecida pelo aspecto da superfície de fratura, onde o material se rompeu após ter sido submetido ao carregamento cíclico, como foi descrito por Dieter (1988). A superfície onde houve a ruptura apresenta usualmente uma região lisa criada pela ação da fricção entre as superfícies quando a trinca inicial se propaga no material e uma região rugosa criada pela fratura onde o material não foi capaz de resistir ao carregamento. O avanço da fratura é freqüentemente indicado por uma série de “ marcas de praia “ ou anéis, que aparecem ao longo da superfície a partir da trinca, o ponto inicial da falha (Ross, 1984).

Conforme Dieter (1988) as falhas por fadiga podem ocorrer para tensões relativamente altas e baixos números de ciclos ($<10^4$), definida como fadiga de baixo ciclo. As condições para ocorrer a fadiga de baixo ciclo são freqüentemente criadas quando as tensões repetidas são de origem térmica. As tensões térmicas criadas no interior do material tem origem na expansão do mesmo pela elevação de temperatura a que este é exposto, conseqüentemente, a fadiga resulta da deformação cíclica e não de uma tensão cíclica, nesta condição. As tensões aparecem no material quando, por exemplo, este é submetido a um aumento de temperatura e as variações nas suas dimensões são impedidas de ocorrer devido a algum tipo de restrição, assim, se houver falha após repetidas aplicações de ciclos térmicos, Dieter (1988) explica que ocorreu a fadiga térmica.

2.3.1 Fadiga em montagens eletrônicas

Considerando uma junção terminal de componente eletrônico/liga de solda, esta é submetida a solicitações térmicas devido ao liga e desliga do circuito eletrônico e pelas flutuações de temperatura ambiente (Ross, 1984; Frear *et al.*, 1988).

Como comenta Hwang (1996, 2002), que as soldas usadas em empacotamentos eletrônicos são submetidas à fadiga de baixo ciclo ($<10^4$ ciclos) e são sujeitas à altas tensões.

A fadiga em soldas usadas em montagens eletrônicas é causada principalmente pela diferença entre os coeficientes de expansão térmica dos componentes da junção. Assim, quando uma placa de circuito impresso contendo junções de solda para fixação dos componentes eletrônicos é aquecida, pelas solicitações de operação ou pelas mudanças de temperatura ambiente, a diferença entre os coeficientes de expansão térmica dos materiais constituintes da placa, dos terminais dos componentes e da liga usada para a soldagem, origina um pequeno deslocamento dos componentes sobre a junção, o que causa a deformação da solda. Quando ocorre o resfriamento, o conjunto tende a voltar à temperatura inicial, e a deformação então se dá no sentido inverso. A deformação cíclica a que o conjunto é submetido depende da geometria da junta e das características de operação da montagem; entretanto, o estudo da deformação tem mostrado que esta se assemelha à solicitação da junção e à força de cisalhamento, conforme ilustra a figura 2.6 (Solomon, 1988; Tribula *et al.*, 1989).

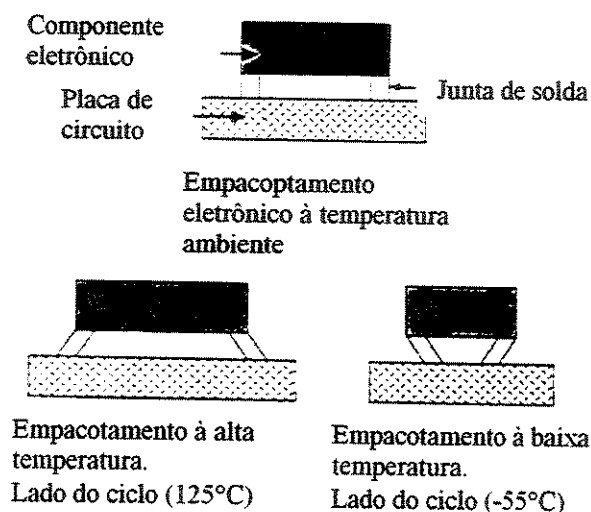


Figura 2.6 - Esquema da deformação que ocorre em uma junção de solda entre um “chip” e o substrato, quando do aquecimento e resfriamento do conjunto (Tribula *et al.*, 1989).

O desenvolvimento de um modelo teórico para prever a vida em fadiga de soldas é complicado por vários fatores como cita Tribula (1989). Em primeiro lugar, o ciclo de fadiga de maior interesse refere-se a uma deformação por cisalhamento cíclico. A fadiga por cisalhamento envolve muitos outros mecanismos de deformação além da fadiga por cargas de tração, enfatizada na maioria dos estudos do comportamento das ligas quanto à fadiga. Em segundo lugar, a fadiga é causada por variações de temperatura e dado que as propriedades mecânicas da solda são dependentes da temperatura, estas podem mudar continuamente durante o ciclo de fadiga; mais ainda, na maioria dos casos de interesse, o pico de temperatura em que a montagem eletrônica é exposta, aproxima-se do ponto de fusão da solda, e portanto, a fluência torna-se um modo de deformação importante. Em terceiro lugar, as temperaturas homólogas relativamente elevadas atingidas durante o ciclo de fadiga, causam alterações microestruturais na solda que alteram suas propriedades mecânicas. Outro fato que dificulta o modelamento é que a solda não é um espécime maciço, mas usualmente é uma “esfera” achatada ou um filme espesso cujas faces estão limitadas pelas faces da junta que são molhadas pela solda. As interfaces da junção, entre o material base e a solda, freqüentemente tem uma microestrutura complexa, o que dificulta a construção de um modelo (Tribula *et al.*, 1989).

2.3.2 Tipos de ensaios para avaliar a vida em fadiga de montagens eletrônicas

O projeto de juntas de solda confiáveis requer um entendimento de ensaios acelerados, úteis na previsão da vida em fadiga de montagens eletrônicas, sendo inclusive necessário o desenvolvimento de novos materiais resistentes à fadiga (Tribula *et al.*, 1989).

Alguns pesquisadores tem utilizado o método dos elementos finitos para simular os diferentes tipos de junções e para prever a vida em fadiga das mesmas, como por exemplo, Dudek e colaboradores (1997), Anderson e colaboradores (2000), e Zhang e colaboradores (2000).

As soldas usadas em empacotamentos eletrônicos podem ser submetidas aos ensaios de fadiga de baixo ciclo, a uma temperatura constante. Estes são os ensaios de fadiga isotérmica de baixo ciclo. Os ensaios de fadiga de baixo ciclo tem como resultado amostras que necessitam de um número de ciclos para falhar menor que 10^4 . Adicionalmente aos ensaios de fadiga de baixo ciclo, os ensaios de fadiga termomecânica são um outro modo de ensaio usado para caracterizar o comportamento da solda quanto à fadiga. O ensaio de fadiga termomecânica consiste em submeter o material a extremos de temperatura. Ambos os métodos tem suas características únicas e seus méritos, ainda que ambos imponham deformações cíclicas as soldas (Frear *et al.*, 1991; Hwang, 1995; 1996; 2002).

Segundo Frear (1991) a fadiga isotérmica em junções de solda acontece quando ocorre a deformação cíclica, a uma temperatura constante. Discorre o pesquisador Frear (1991) que a fadiga termomecânica ocorre quando as junções de solda simultaneamente são expostas à deformação cíclica e a variações de temperatura.

A vida em fadiga para junções de solda de componentes montados sobre superfície, ou para corpos de prova soldados com uma liga, tem sido definida diferentemente por pesquisadores distintos. O critério de falha usado pelos pesquisadores influencia nos resultados obtidos para a vida em fadiga de corpos de prova ou de componentes soldados com uma liga, deste modo, a definição de falha requer discussão. A maioria dos ensaios de fadiga definem falha quando um

corpo de prova é separado em duas partes, mas esta é uma definição da falha catastrófica. Uma definição atrelada ao processo de falha antes que este ocorra é desejável (Frear *et al.*, 1991).

O processo de falha por fadiga catastrófica começa com o aparecimento de microtrincas que se iniciam nos defeitos da microestrutura da solda, estas então se propagam e se unem para formar uma trinca, que cresce, avançando uma certa dimensão a cada ciclo a que o material é submetido (Frear *et al.*, 1991).

As juntas de solda usadas em empacotamentos eletrônicos são muito pequenas, assim, as trincas que as levam à falhas catastróficas têm um comprimento menor que as que levam os corpos de prova maciços à ruptura (Frear *et al.*, 1991).

Nas situações onde o endurecimento cíclico ou o amolecimento cíclico do material ocorre, os critérios de falha são distintos.

Em engenharia, o início de uma trinca, para situações onde ocorre o endurecimento cíclico do material, tem sido estabelecido quando a trinca se torna suficientemente grande para reduzir a amplitude de tensão máxima aplicada, durante a aplicação de tensões cíclicas. Esta definição de trinca em engenharia tem sido adotada nas pesquisas de fadiga realizadas por Vaynman (1988), Vaynman (1987a), Vaynman (1987b) e Vaynman (1989) para a qual foi estabelecido que a trinca correspondente deve possuir 1mm de comprimento na superfície em 1mm² de área superficial, para a solda Pb96,5-Sn3,5, segundo Lawson (1989) (Lawson 1989 *apud* Frear *et al.*, 1991; Frear *et al.*, 1991).

No caso de ocorrer o amolecimento cíclico, alguma porcentagem da amplitude de tensão inicial, por exemplo, tem sido usada como referência para avaliar a falha, uma queda de 50% do valor da tensão inicial define a falha, conforme usaram os pesquisadores Shine & Fox (1988), Solomon (1985; 1988; 1989a; 1989b, 1990), Frear (1987a; 1987b, 1988), Vaynman (1989), Engberg (1986), Enke (1989), Bae (1989) e Wild (1972). Em ensaios em que a fadiga ocorre pela aplicação de tração, a razão $\sigma_{\text{máx.}}/\sigma_{\text{mín.}}$ pode ser usada porque a trinca crescente reduzirá $\sigma_{\text{máx.}}$, esta medida pode ser aplicada para soldas eutéticas. Entretanto, em cisalhamento, o decréscimo

de $\sigma_{\max}$ e $\sigma_{\min}$ é simétrico, portanto, para ensaios de fadiga que ocorrem em cisalhamento, este critério não é aplicável como mostraram as pesquisas de Vaynman (1989) e Cutiongco (1990) (Cutiongco *et al.*, 1990 *apud* Frear *et al.*, 1991; Frear *et al.*, 1991).

As diversas definições de falha levam a diferentes valores de ciclos para falhar, por exemplo, quando a vida em fadiga foi definida como o número de ciclos para reduzir a tensão máxima para 75%, 50% e 10% de seu valor inicial, estas várias definições levaram a diferentes inclinações do gráfico de Coffin-Manson conforme demonstrado nas pesquisas de Solomon (1989a, 1989b). Deve-se portanto ter cuidado quando comparando dados obtidos em diferentes laboratórios e em correlacionar estes dados à vida em fadiga de juntas de solda e as diferentes definições de falha limitam a comparação dos resultados de ensaios de fadiga realizados em vários regimes de carregamento, quando as variáveis temperatura e tempo de carregamento são usadas, comenta Frear (1991).

É desejável usar dados obtidos para a fadiga isotérmica para estimar a vida em fadiga térmica, assim, os estudos tentando correlacionar a vida em fadiga térmica e isotérmica devem utilizar o mesmo critério de falha para que a comparação seja significativa, mas existe um problema, para soldas ricas em chumbo ou a eutética de estanho-chumbo, o comportamento destas muda dramaticamente quando são submetidas à fadiga isotérmica ou térmica, e um critério de falha, como a diminuição de carga que funciona bem para a fadiga isotérmica não é bom para a fadiga devida à ciclagem térmica (Frear *et al.*, 1991).

Na indústria, as montagens são termicamente cicladas e a integridade das juntas é monitorada por meio de medidas da resistência elétrica. Este critério de falha não está bem correlacionado com a queda de carga, porque a carga pode diminuir 100% enquanto as superfícies da fratura ainda estão apresentando contato elétrico, isto é, mostrando pequena ou nenhuma mudança na resistência como apresentaram os estudos de Wild (1974, 1975) e Solomon (1990).

Embora as junções sejam submetidas a variações de temperatura, o que justificaria o estudo de fadiga termomecânica, pesquisas para entender o comportamento de ligas de estanho-

chumbo quanto à fadiga isotérmica tem sido realizadas e são mais fáceis de controlar, conduzir e interpretar. Algumas condições experimentais para testes mecânicos utilizando diferentes tipos de corpos de prova e submetidos a diferentes ensaios de fadiga isotérmica de baixo ciclo são apresentados na tabela 2.1 (Frear *et al.*, 1991).

Tabela 2.1 - Tipo de corpo de prova, modo de carregamento e definição de vida em fadiga normalmente encontrados na literatura (Frear *et al.*, 1991).

Tipo de corpo de prova	Modo de carregamento	Definição de vida em fadiga	Referências Bibliográficas
Junta ou montagem eletrônica	Torsão cíclica	Predeterminada diminuição do torque	Shine & Fox, 1988
Junta ou montagem eletrônica	Cisalhamento cíclico	Predeterminada diminuição da carga	Solomon, 1989c <i>apud</i> Frear, 1991 Solomon., 1990
Duas chapas soldadas	Cisalhamento cíclico	Predeterminada diminuição da carga	Solomon, 1985 <i>apud</i> Frear, 1991 Solomon, 1988 Solomon., 1989a Solomon, 1989b Frear <i>et al.</i> , 1988 <i>apud</i> Frear, 1991 Frear <i>et al.</i> , 1987a Frear <i>et al.</i> , 1987b <i>apud</i> Frear, 1991 Enke <i>et al.</i> , 1989 Bae <i>et al.</i> , 1989 Chilton <i>et al.</i> , 1989 Whitmore <i>et al.</i> , 1990 <i>apud</i> Frear, 1991
Duas chapas soldadas	Cisalhamento cíclico	Falha completa	Kitano <i>et al.</i> , 1987
Espécime constituído pela liga fundida	Torsão cíclica	Falha completa	
Espécime constituído pela liga fundida	Tração cíclica	Diminuição da tensão de tração	Vayman <i>et al.</i> , 1988 Vayman <i>et al.</i> , 1987a Vayman <i>et al.</i> , 1987b Vayman <i>et al.</i> , 1989a Vayman, <i>et al.</i> , 1989b
Espécime constituído pela liga fundida	Tração cíclica	Predeterminada diminuição na carga	
Espécime constituído pela liga fundida	Dobramento cíclico	Trinca visível	Rathore <i>et al.</i> , 1978 <i>apud</i> Frear, 1991
Anel ou pino	Cisalhamento cíclico	Predeterminada diminuição na carga	Engberg <i>et al.</i> , 1986 <i>apud</i> Frear, 1991

Quanto aos ensaios termomecânicos, diferentes metodologias existem para ensaiar juntas de solda sob condições de fadiga termomecânica. Os ensaios podem ser realizados pela ciclagem térmica de componentes reais soldados, pela ciclagem térmica de corpos de prova simplificados, pela ciclagem térmica de corpos de prova maciços, e pelo ensaio de fadiga termomecânica de junções de solda (Frear *et al.*, 1991).

A ciclagem térmica de componentes reais é o tipo de ensaio mais utilizado nos trabalhos de pesquisa que examinam a fadiga termomecânica das soldas. Nesta metodologia, os componentes eletrônicos são soldados às placas de circuito impresso segundo os métodos de soldagem de uma produção industrial. A montagem como um todo é ciclada termicamente, e a deformação é imposta nas junções de solda devido às diferenças entre os coeficientes de expansão do componente e do substrato. A mudança na temperatura impõe a deformação nas juntas de solda de montagens eletrônicas. Como uma regra, todos os ensaios são realizados a uma taxa de deformação acelerada. A taxa de deformação mecânica é a taxa na qual a deformação é imposta nas juntas de solda quando a montagem vai de um extremo de temperatura para outro. A taxa de deformação a que as junções são normalmente submetidas é de 1 ou 2 ciclos por dia, enquanto os ensaios consistem em submeter as montagens de dez a cem ciclos por dia (Frear *et al.*, 1991).

As definições de falha usadas para junções de componentes soldados submetidos à fadiga termomecânica são várias e parecem um tanto arbitrárias. O método mais comum para a determinação da falha é a inspeção visual, sendo a solda inspecionada quanto à presença de trincas, usando um microscópio com aumento de 40X. Uma técnica interessante de inspeção visual foi proposta por Marshall (1990), na qual a aparência visual e o número de trincas presentes na junção são designadas por um “nível de fadiga” em uma escala de 0 a 9. Medidas elétricas e térmicas são provavelmente o mais preciso método para determinar o número de ciclos para falhar de uma junção de solda submetida à fadiga termomecânica. A grande vantagem deste método é que uma produção real pode ser submetida ao ensaio térmico e a vida em fadiga para uma dada configuração geométrica pode ser obtida (Marshall, 1990 *apud* Frear *et al.*, 1991; Frear *et al.*, 1991).

No caso da ciclagem térmica de corpos de prova simplificados, este método evita o problema de complexas distribuições de deformações que ocorrem nas montagens de componentes reais. Os protótipos das juntas de solda são submetidos à fadiga termomecânica pelo uso da solda para unir materiais de diferentes coeficientes de expansão térmica e então solicitar ciclicamente a amostra entre dois extremos de temperatura (Frear *et al.*, 1991).

Os ensaios de fadiga termomecânica realizados em corpos de prova de solda maciços usam o mesmo princípio aplicado aos materiais estruturais, e a deformação é imposta por carregamento externo. A vantagem deste tipo de ensaio com corpos de prova maciços é que um estado de deformação para tração-tração, para uma variedade de deformações, pode ser encontrado, e os dados mecânicos podem ser coletados durante o ensaio. Esta técnica é semelhante a que é usada para fadiga isotérmica, assim a correlação entre os resultados da fadiga térmica e isotérmica pode ser feita. A desvantagem é que os corpos de prova possuem muita massa e nenhuma correlação pode ser feita entre a amostra maciça e as pequenas juntas soldadas (Frear *et al.*, 1991).

A vantagem de realizar ensaios de fadiga termomecânicos em juntas soldadas é que as deformações são simples e podem ser em cisalhamento, condição que mais prevalece nas junções eletrônicas. Os parâmetros mecânicos são fáceis de serem medidos, porém os ensaios requerem muito tempo e suportes especiais são necessários para fixar as junções (Frear *et al.*, 1991).

Um método para avaliar a fadiga termomecânica de junções de solda tentando combinar aspectos de um estado deformado simplificado com a coleta de dados mecânicos, em algumas juntas foi desenvolvido nos trabalhos de Frear (1989; 1990a; 1990b). Uma máquina servo-hidráulica impôs uma deformação cíclica à junção. A ciclagem térmica foi de -55°C a 150°C. A falha foi determinada quando um pico da medida acima da resistência inicial persistiu por 0,2μs (Frear *et al.*, 1991).

Observa-se na literatura especializada que ainda não existe uma metodologia padrão estabelecida para a avaliação das propriedades mecânicas de junções utilizadas para a soldagem de componentes eletrônicos sobre superfície (SMC). As propriedades mecânicas das junções e das ligas usadas na indústria eletrônica estão sendo avaliadas por diferentes tipos e condições de ensaios e de corpos de prova, o que dificulta a comparação entre resultados obtidos nos trabalhos de diversos pesquisadores, que pode ser observado na tabela 2.1, apresentada anteriormente neste item.

2.4 As propriedades mecânicas de ligas de solda, a diversidade de ensaios e de corpos de prova

2.4.1 Metodologias usadas para ensaios de tração e de cisalhamento de junções

O trabalho de Rhines e Anderson (1941) foi realizado com o objetivo de caracterizar as propriedades físico-químicas e mecânicas de diferentes ligas de solda, buscando a diminuição do uso de estanho nas ligas utilizadas.

Os pesquisadores Rhines e Anderson (1941) realizaram ensaios de resistência à tração e ao cisalhamento em corpos de prova constituídos por duas barras de cobre cilíndricas de 19,05mm de diâmetro soldadas. Um sistema para fixação mantinha uma distância de 1,3mm entre as extremidades usinadas das barras, onde o fluxo e a solda fundida fluíam para unir as barras. A soldagem foi realizada a 60°C acima da temperatura “liquidus” da solda e logo após a solidificação da liga, o corpo de prova era imerso em água fria para reduzir a temperatura rapidamente. Um conjunto de pelo menos cinco juntas, de cada liga de solda realizadas por este procedimento, foi ensaiado em uma máquina de tração até a ruptura da junção. Várias ligas de solda foram caracterizadas como por exemplo as de Sn63-Pb37, Sn5-Pb95, Sn100 e Sn95-Ag5. Os ensaios de cisalhamento foram realizados em corpos de prova conforme citado anteriormente e o equipamento utilizado foi uma máquina de ensaio de torção.

O estudo realizado por Wild (1974, 1975) teve o propósito de caracterizar as propriedades mecânicas e as curvas de vida em fadiga de ligas de estanho, de chumbo, de bismuto e de índio. Foram utilizadas três configurações de junta de solda para esta avaliação conforme mostra a figura 2.7. Os ensaios de tração, cisalhamento e pino para terminal foram realizados. Estes tipos de juntas representavam a maioria das configurações geométricas usadas na indústria eletrônica. A maioria dos ensaios foi realizada usando o ensaio de cisalhamento. A soldagem dos corpos de prova foi realizada na posição vertical para minimizar o aprisionamento de fluxo e de bolhas de gases voláteis durante o processo. O resultado do ensaio de tração para a liga Sn63-Pb37 a 25°C foi 114 MPa (Wild, 1974, 1975).

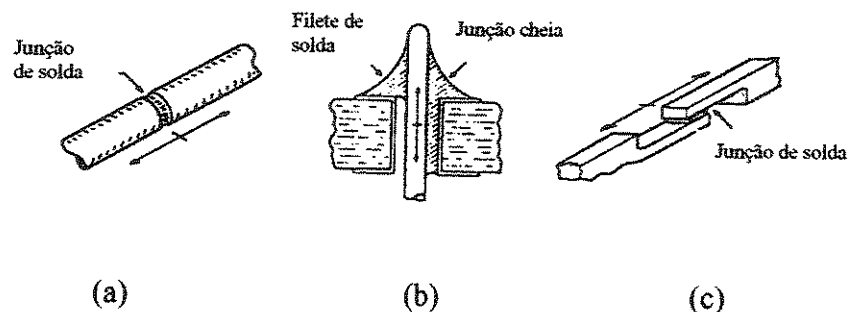


Figura 2.7 - Configurações de junções de solda. (a) “butt joint”- junção usada para os ensaios de tração; (b) junção para simular um pino, para duas possibilidades de soldagem distintas; (c) junção do tipo sobreposta usada para os ensaios de cisalhamento (Wild, 1974, 1975).

As pesquisas realizadas por Foley (2000) foram para estudar a liga Sn63-Pb37 e ligas sem chumbo como a liga eutética de estanho-bismuto entre outras, na temperatura ambiente e a 125°C. Segundo o pesquisador, as ligas de solda devem possuir elevadas resistência ao cisalhamento, resistência à fluência e ter boa soldabilidade, sendo estas propriedades de fundamental importância para sua utilização em aviões, automóveis e uso industrial onde as junções de solda estão submetidas a ciclos térmicos, vibrações severas e a temperaturas contínuas acima de 125°C. Afirma que a resistência ao cisalhamento da junção é um parâmetro muito importante na seleção da composição de uma solda, e que um método comum usado para realizar esta medida é o ensaio de uma junção tipo tomada, em que um cilindro é soldado em um anel. Para a realização do ensaio de cisalhamento um suporte foi construído para fixar o conjunto. O sistema constituído do cilindro soldado ao anel e o suporte usados são apresentados na figura 2.8.

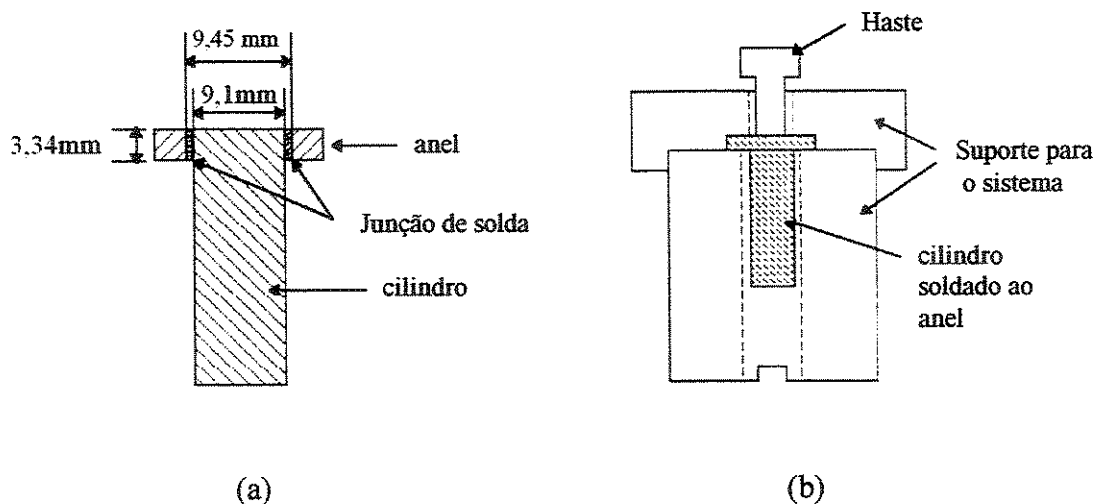


Figura 2.8 - Esquema de anel e cilindro usado para os ensaios de cisalhamento.(a) diagrama da configuração de cilindro soldado ao anel; (b) esquema apresentando o suporte usado para fixar o cilindro e o anel (Foley *et al.*, 2000).

Comenta Foley (2000) que embora este ensaio seja aceitável para obter a resistência ao cisalhamento das ligas, fornecendo resultados confiáveis, variações nos valores são encontradas algumas vezes mesmo para condições semelhantes. Adicionalmente, diferentes configurações para o ensaio de cisalhamento podem produzir resultados distintos para similares processos e condições de ensaio, o que pode ocorrer provavelmente pela existência de vazios ou de porosidade formada na junção (Foley *et al.*, 2000).

Vários pesquisadores tem direcionado seus estudos para obter uma liga de solda sem chumbo adequada para ser utilizada em montagens eletrônicas. As pesquisas de Kim (2003) foram para obter os efeitos da adição de elementos como Fe, Ni, Co, Mn e Ti na liga Sn96,5-Ag3,0-Cu0,5. A microestrutura, as características obtidas com modificações na taxa de resfriamento e a resistência à tração foram estudadas em corpos de prova confeccionados com a liga fundida e usando amostras obtidas pela soldagem de duas barras de cobre com a mesma liga. As dimensões da área submetida ao ensaio de tração dos corpos de prova fundidos foram 2,0mm de espessura, 4,5mm de largura e 24 mm de comprimento. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente, e a taxa de deformação foi igual a $3,5 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$. Os corpos de prova contendo

a junção foram preparados com cubos de cobre de 1mm de largura, 3mm de altura e 15mm de comprimento, e a espessura da junção foi de 0,25mm. Os ensaios de tração ocorreram a temperatura ambiente e a taxa de deformação foi de $3,5 \cdot 10^{-4} \text{s}^{-1}$. Mais de dez amostras de cada tipo foram submetidas aos ensaios de tração. Para os corpos de prova fundidos a adição de ferro melhorou a resistência da liga. Os corpos de prova usados por Kim (2003) são apresentados na figura 2.9 (Kim *et al.*, 2003).

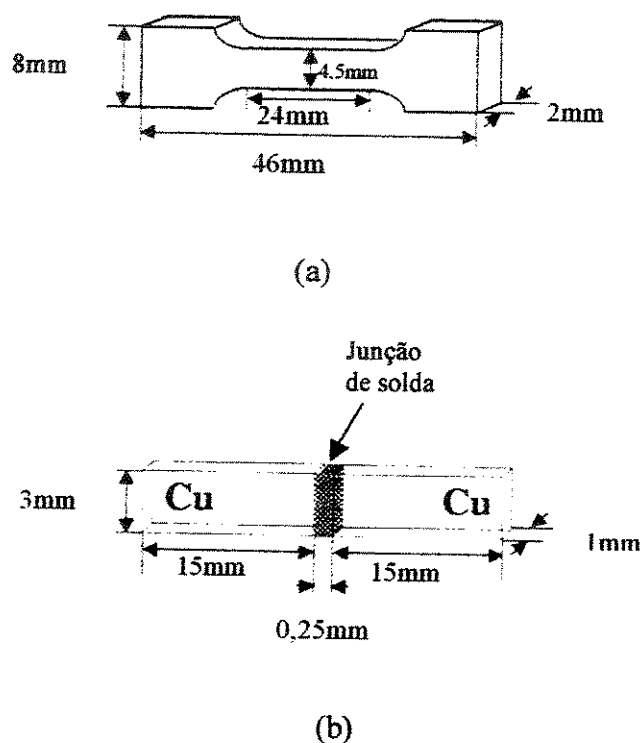


Figura 2.9 - Corpos de prova confeccionados para realizar ensaios de tração.(a) amostra obtida com a liga fundida; (b) amostra contendo a junção (Kim *et al.*, 2003).

Os trabalhos de Rhines e Anderson (1941), Wild (1974, 1975), Foley e colaboradores (2000) e de Kim e colaboradores (2003) exemplificam as diferentes abordagens usadas para ensaiar as junções de solda e diversos corpos de prova usados nas pesquisas.

2.4.2 Metodologias usadas para ensaios de fadiga isotérmica de baixo ciclo

Muitos pesquisadores sugeriram que existe um considerável mérito em estudar o fenômeno da fadiga térmica realizando estudos de fadiga mecânica isotérmica (Chilton *et al.*, 1989; Frear, 1991).

Vários destes trabalhos foram realizados utilizando um anel de cobre contendo um cilindro, sendo as duas partes soldadas para formar uma junção do tipo tomada (“plug”), isto porque esta configuração simula a situação de tensão mais encontrada em junções associadas à montagem de componentes convencionais, os que possuem os terminais soldados em furos metalizados realizados na placa de circuito impresso. Entretanto, os resultados obtidos com este estudo não podem ser relacionados diretamente com as propriedades de juntas soldadas pelo processo de montagem sobre superfície, devido às suas diferentes geometrias (Chilton *et al.*, 1989)

É muito difícil fazer um modelo onde a junta soldada possui a geometria e a massa para absorção térmica idêntica à que ocorre na junção de solda encontrada na tecnologia de montagem de componentes sobre superfície (SMT). A temperatura do conjunto a ser soldado afeta a microestrutura da solda, a qual tem sido reconhecida como uma das características mais importantes para determinar as propriedades de fadiga da junção (Chilton *et al.*, 1989; Frear *et al.*, 1988).

Os pesquisadores que usaram um modelo físico para ensaiar a junção, tentaram obter a microestrutura da solda que se forma em uma linha de montagem industrial para poderem tornar seus resultados mais aplicáveis, porém eles não conseguiram este objetivo (Ahluwalia, 1989 *apud* Chilton *et al.*, 1989).

Os ensaios de fadiga realizados pela equipe de Chilton (1989) foram executados em um modelo físico construído por duas chapas de cobre soldadas, simulando os terminais de um componente eletrônico soldado em uma montagem SMD (Surface Mounted Device) e usando como equipamento uma máquina Instron 6025 controlada por computador. Os espécimes foram ensaiados em ciclos de tração/compressão, registrando o número de ciclos até a falha ocorrer. Os

ensaios foram realizados a 20°C. Foi possível a determinação do perfil de fratura obtido para cada quantidade de solda utilizada, que foram 30, 75, 125, 200 mg, porém a microestrutura encontrada para este tipo de modelo foi diferente da microestrutura obtida em soldagens realizadas comercialmente; portanto, o trabalho não foi conclusivo, sendo que este autor levanta a necessidade da realização de mais pesquisas para o estudo do fenômeno de fadiga de junções SMD.

Solomon (1988) estudou a fadiga em baixo ciclo, em alta temperatura, da liga de solda Sn60-Pb40, mais comumente usada para conexões elétricas em montagens sobre superfície. Foram estudadas camadas de solda e os ensaios realizados foram de cisalhamento, que é o tipo usual de carregamento encontrado quando as junções de solda presentes na placa de circuito impresso sofrem deformações térmicas. Os corpos de prova foram construídos pela soldagem de dois blocos de bronze ou cobre. A espessura das junções de solda variou de 0,152mm a 0,229mm, dependendo do espaçador usado e das dimensões exatas dos blocos de teste que foram usados. A área da região da solda teve como dimensões 2,54mm por 12,7mm, sendo a força de cisalhamento aplicada na direção de 12,7mm. A soldagem foi efetuada usando uma folha metálica de 0,076mm de espessura em uma chapa aquecida. Os corpos de prova, ensaiados em uma máquina servo-hidráulica, foram alinhados para que a solda permanecesse no centro do sistema, de modo a submeter a junção à força de cisalhamento, imposta ciclicamente pelo equipamento, e solicitados a 35°C e a 150°C e frequência de 0,3Hz.

Solomon (1988, 1989, 1990) obteve as curvas de vida em fadiga de baixo ciclo (N_f) como uma função da variação da deformação plástica ($\Delta\gamma_p$) para 35°C e para 150°C para espécimens ensaiados e concluiu que estas se comportaram de acordo com a lei de Coffin-Manson estabelecida para fadiga em baixo ciclo, conforme a equação 2.1.

$$N_f^\alpha \cdot \Delta\gamma_p = \theta \quad (2.1)$$

Onde α e θ são constantes, características da junção/materiais, e N_f é o número de ciclos a que o material/junção devem ser submetidos para que ocorra a falha. Pode-se correlacionar a equação

2.1 de Coffin-Manson com a equação que define a fadiga de baixo ciclo conforme a ASTM E 1823 - 96 como segue.

A fadiga de baixo ciclo, ou fadiga controlada por deformação cíclica, conforme consta na ASTM E 1823 - 96, é definida pela equação 2.2:

A curva ϵ -N, para fadiga em baixo ciclo, é dada pela equação 2.2 (ASTM E 1823-96).

$$\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \epsilon_f' (2N_f)^c \quad (2.2)$$

onde:

σ_f' = coeficiente de resistência à fadiga

b = expoente de resistência à fadiga

ϵ_f' = coeficiente de ductilidade à fadiga

c = expoente de ductilidade à fadiga

A equação 2.2 pode ser reescrita conforme a equação 2.3 abaixo:

$$\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} \quad (2.3)$$

onde :

$\frac{\Delta \epsilon_t}{2}$ = variação da deformação total

$\frac{\Delta \epsilon_e}{2}$ = variação da deformação elástica

$\frac{\Delta \epsilon_p}{2}$ = variação da deformação plástica

A equação 2.3 expressa uma curva ajustada aos resultados experimentais.

A deformação plástica é dada pela equação 2.4:

$$\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c \quad (2.4)$$

Trabalhando com a equação 2.4 para obter as constantes α e θ presentes na equação 2.1 e considerando $\Delta \gamma_p = \Delta \varepsilon_p$, obtém-se a equação 2.5.

$$N_f^{-c} \Delta \varepsilon_p = \varepsilon_f' (2^{c+1}) \quad (2.5)$$

Portanto, $\alpha = -c$ e $\theta = 2^{c+1} \varepsilon_f'$

Como cita (Solomon, 1988), outras conclusões foram que para 35°C, $\alpha = 0,52$ e para 150°C, $\alpha = 0,37$, observando ainda que quando a frequência de 0,3Hz é reduzida, a vida em fadiga também é reduzida.

Os ensaios realizados num trabalho posterior de Solomon (1989a) foram para estudar a fadiga de baixo ciclo conduzidos à -50°C, 35°C, 125°C e 150°C em juntas de solda confeccionadas conforme descrito no trabalho de Solomon (1988) usando a liga Sn60-Pb40, submetidas ao ensaio de cisalhamento. Ele concluiu que o comportamento da liga de solda e o expoente da equação de Coffin-Manson para fadiga em baixo ciclo são uma função da definição da vida em fadiga. Solomon comenta que a dependência de α com o critério usado para definir a vida em fadiga, N_f , ou o procedimento de obtenção da curva de fadiga é muito importante porque este dado, para fadiga de baixo ciclo, é usado em projetos para calcular a vida de juntas soldadas (Solomon, 1988, 1989a).

Conforme comentado ainda por Solomon (1989a), fadiga é um processo contínuo e a definição de vida em fadiga é arbitrária. O processo de fadiga é caracterizado pela nucleação e

crescimento de trincas, as quais se propagam até que resultem na falha completa. A vida em fadiga tem então sido caracterizada pelo aparecimento de uma trinca de um certo comprimento no material. O limite da vida de uma solda pode ser definido pela presença da trinca, a qual cresce até que a falha ocorra. Esta é no mínimo uma definição ambígua para a vida em fadiga visto que a falha é o único evento. Infelizmente, desde que a falha completa é o último estágio no processo de fadiga, usando esta definição para a vida em fadiga, o resultado é um maior valor para a vida, e como tal, pode não ser uma escolha conservativa. Então embora o comprimento da trinca seja difícil de medir, e a escolha de um comprimento seja algo arbitrário, a vida em fadiga é freqüentemente medida como um estágio no processo de fadiga, definido por uma trinca a qual ainda não cresceu para produzir uma falha completa. Segundo Solomon (1989a) a definição da vida em fadiga é uma questão a ser discutida.

Solomon (1989b) estudou posteriormente a liga Pb92,5-Sn5-Ag2,5 realizando ensaios de fadiga em baixo ciclo a 35°C. Os experimentos foram realizados pela imposição de força de cisalhamento (simples) em junções de blocos de latão ou de cobre de 0,19mm aproximadamente de espessura. As medidas experimentais foram obtidas pelo controle da deformação total usando uma freqüência de 0,3Hz. Foram levantadas várias curvas de vida em fadiga e o comportamento da junção com a liga contendo alto teor de chumbo se mostrou parecido com o da liga Sn60-Pb40, sendo observada uma maior influência da definição de falha para a liga Pb92,5-Sn5-Ag2,5 do que para a liga de estanho-chumbo.

Um outro estudo da fadiga em baixo ciclo de uma junção de componente tipo “chip carrier”/placa de circuito impresso foi realizado por Solomon (1990), onde as juntas foram ensaiadas a -55°C e 125°C. Os resultados foram comparados com estudo prévio realizado a 35°C e o comportamento da junta foi o mesmo para 35°C e 125°C. A diferença ocorreu em -55°C, temperatura para a qual a vida em fadiga foi maior. Para o estudo, a deformação mecânica foi utilizada para induzir a falha nas junções, a qual era detectada por um circuito eletrônico que media a queda de voltagem em cada junta soldada. Solomon concluiu que a presença de oxidação e deformação locais nas junções impedem a passagem de corrente elétrica, porém a -55°C estes fatores são minimizados. Nesta temperatura existe menor oxidação, ocorrendo menor deformação

local, o que diminui a resistência à passagem de corrente, mesmo quando a junção apresentava trincas.

A influência da submissão de uma junção de solda usando a liga Sn63-Pb37 à fadiga em baixo ciclo, ensaiada sob a força de cisalhamento controlando a deformação total foi investigada por Bae (1989). Uma folha de solda enrolada com espessura de 0,2mm foi pressionada à lâminas circulares com 4mm de diâmetro. O material base usado foi cobre comercial em forma cilíndrica. A área a ser soldada foi elevada acima do resto do bloco com um ângulo de 15°, utilizando uma junta sobreposta. As espessuras das juntas variaram de 0,18mm a 0,23mm. Os ensaios foram realizados em uma máquina servo-hidráulica marca Instron modelo 1331 e foram realizados ensaios controlando a deformação e ensaios controlando a força. Os testes de fadiga foram conduzidos usando uma onda em forma triangular com uma frequência igual a 0,1Hz à temperatura ambiente, em ar. Foi considerada a ocorrência de uma falha, quando a variação da carga diminuía para 5% da carga máxima do primeiro “loop”. A tensão de cisalhamento máxima, entre 38 e 40 MPa, foi considerada razoável por Bae (1989) que a comparou a valores obtidos por outros pesquisadores para ensaios de cisalhamento para juntas similares.

O fenômeno da fadiga isotérmica e térmica foi insistentemente investigado por Frear (1987a) que estudou com ênfase as mudanças microestruturais que ocorrem em junções de estanho-chumbo. O pesquisador realizou ensaios de cisalhamento nas ligas Sn60-Pb40 e Pb95-Sn5. Os resultados dos ensaios de fadiga isotérmica realizados pelo cisalhamento da junta soldada, mostraram um aumento da vida em fadiga para Sn60-Pb40 que ocorreu com o decréscimo da deformação e da temperatura, o que não foi observado nas juntas constituídas por Pb95-Sn5. Para os estudos de fadiga térmica que foram realizados por meio de ciclagem térmica na faixa de -55°C e 125°C, e os resultados da análise microestrutural demonstraram regiões com microestrutura grosseira no centro da junta. Para ambas as ligas, as fases ricas em chumbo e em estanho também apresentam grãos crescidos e as trincas se formam dentro destas regiões. A equipe de Frear concluiu ainda que o modo de falha da liga Sn60-Pb40 em juntas soldadas para os ensaios de fadiga isotérmica e térmica é semelhante, a trinca se forma intergranularmente através da fase rica em estanho ou ao longo do limite da interface Sn-Pb. Para a junção com a liga

Pb95-Sn5 foram encontradas muitas trincas para ambos os ensaios, sendo que esta liga falhou após poucos ciclos térmicos se comparada com a liga Sn60-Pb40.

O pesquisador Vaynman (1987a) concluiu que a temperatura tem um efeito pronunciado na vida em fadiga da liga soldada, não recomendando a extrapolação de dados de uma temperatura para outra, exceto na faixa de 25-80°C, quando pesquisou sobre a liga Pb96,5-Sn 3,5 em amostras fundidas, usinadas e com microestrutura homogeneizada. Com respeito à formação de trincas, Vaynman (1988) discorre sobre falhas em soldas de baixo teor de estanho como dependente das condições de ensaio podendo ocorrer em região intergranular e/ou transgranular. Seu trabalho indicou que para amostras fundidas da liga Pb96,5-Sn3,5, usinadas e homogeneizadas, realizando os testes em baixas frequências, a separação de grãos é o principal modo de ocorrência da falha. Vaynman (1988) e sua equipe realizaram testes mecânicos controlando a deformação em uma máquina MTS servo-hidráulica, em testes de tração-tração. Os pesquisadores que juntamente com Vaynman estudaram a fadiga isotérmica para a liga Pb96,5-Sn3,5 concluíram que para a faixa de temperatura entre 5 e 100 °C, para alta frequência ($>10^{-2}$ Hz) e para alta deformação total, isto é, na faixa de 0,75% a falha que ocorre é transgranular. Ocorre que para baixa deformação total, isto é, na faixa de 0,3% o modo de falha é intergranular. Outro resultado foi que o tempo de permanência da tração associada ao tempo de permanência de tração e compressão reduzem dramaticamente o número de ciclos para falhar da solda.

Os pesquisadores Vaynman e Fine (1989) estudaram os efeitos da temperatura e do tempo de permanência na vida em fadiga isotérmica da liga Pb96,5-Sn3,5 e da liga Sn63-Pb37. A faixa de temperatura utilizada foi de 25 a 100°C. As amostras com baixo teor de estanho foram homogeneizadas por 100 horas a 175°C. Estas amostras e as confeccionadas com a liga eutética foram aquecidas por duas horas a 150°C de seis a dez dias antes dos ensaios. Para os ensaios de fadiga, as amostras foram submetidas à força de tração-tração. Dois tipos de ensaios de fadiga controlada por deformação total foram realizados no trabalho, uns utilizando uma onda triangular e outros uma onda retangular. A solda contendo baixo teor de estanho apresentou endurecimento cíclico, portanto o número de ciclos correspondente ao valor máximo de tensão de tração foi assumido como um critério de falha. A liga de solda Sn63-Pb37 exibiu amolecimento cíclico quase a partir do início do ensaio de fadiga. O número de ciclos para falhar, N_f , para esta solda

foi definido como o número de ciclos quando a razão de tensão máxima em relação à mínima começou a cair. Vaynman e Fine concluíram que o tempo de permanência à deformação máxima tem um efeito dramático na vida em fadiga de ambas as ligas, poucos minutos de tempo de residência reduz o número de ciclos para falhar por quase uma ordem de magnitude. A temperatura teve um efeito muito pequeno na vida em fadiga da solda eutética em testes realizados em amostras com e sem tempo de residência, e foi mais pronunciado na vida em fadiga da solda contendo baixo teor de estanho.

Pela revisão da literatura especializada pode-se observar que os pesquisadores estudaram vários aspectos da fadiga isotérmica de baixo ciclo e usaram diferentes corpos de prova como foi descrito neste item.

2.5 Caracterização estatística da resistência à fadiga

A resistência à fadiga de um material em uma determinada condição de operação pode ser caracterizada estatisticamente usando diferentes técnicas. Os valores médios de fadiga e o intervalo de confiança podem ser identificados, e os procedimentos para obtê-los podem ser aplicados a alguma situação de razão de tensão ou deformação (Rust & Rice, 1992).

Os métodos estatísticos que podem ser utilizados, por exemplo, são o método Probit, o método escada, e o método da estratégia dos dois pontos. O método Probit requer aproximadamente 50 amostras para os ensaios. No caso de dispor de apenas um limitado número de espécimens para serem submetidas aos ensaios, e somente for necessário estimar a resistência à fadiga média, o método escada deve ser aplicado preferencialmente ao método Probit. O procedimento do método escada ou método sobe e desce é uma forma abreviada do método Probit (Rust & Rice, 1992).

O procedimento do método escada requer que as amostras sejam ensaiadas sequencialmente. No caso do corpo de prova sobreviver à tensão inicial aplicada, a próxima amostra será ensaiada a um nível de tensão acrescido de um incremento de tensão e portanto, será submetida a um maior nível de tensão. Ao contrário, caso a amostra ensaiada falhe, ou se rompa,

a próxima amostra deve ser ensaiada a um nível de tensão menor, diminuída do incremento de tensão definido. Deste modo, o método recomenda que para cada espécime, os níveis de tensão sejam acrescidos ou decrescidos de um incremento, dependendo do comportamento da amostra, isto é, se ela sobrevive ou falha (Rust & Rice, 1992).

Para o método escada são necessárias no mínimo 15 amostras para a obtenção de resultados confiáveis (Collins, 1981).

A tabela 2.2 apresenta um exemplo obtido experimentalmente no desenvolvimento deste trabalho e mostra as tensões utilizadas e os correspondentes números de ciclos em que as junções de cobre soldadas com a liga Sn63-Pb37, com espessura de 0,30mm, permaneceram sem se romper ou se romperam.

Tabela 2.2 - Exemplo de dados experimentais obtidos nos ensaios de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, realizado pelo método escada neste trabalho.

Número da amostra	Tensão (kgf/mm ²)	Número de ciclos	Evento
1	4,0	Maior que 200.000	Não rompeu
2	4,2	Maior que 200.000	Não rompeu
3	4,5	32.332	rompeu
4	4,2	25.510	rompeu
5	4,0	Maior que 200.000	Não rompeu
6	4,2	21.363	rompeu
7	4,0	17.164	rompeu
8	3,7	44.970	rompeu
9	3,4	Maior que 200.000	Não rompeu
10	3,7	58.834	rompeu
11	3,4	Maior que 200.000	Não rompeu
12	3,7	63.309	rompeu
13	3,4	Maior que 200.000	Não rompeu
14	3,7	Maior que 200.000	Não rompeu
15	4,0	33.769	rompeu
16	3,7	Maior que 200.000	Não rompeu
17	4,0	120.391	rompeu
18	3,7	167.528	rompeu
19	3,4	Maior que 200.000	Não rompeu
20	3,7	126.647	rompeu

Para a determinação do valor da resistência à fadiga médio pelo método escada utiliza-se o evento que ocorreu em menor número, isto é, corpos de prova que se romperam, ou os que não se romperam, sendo que esta informação está contida na tabela 2.2. (Collins, 1981).

Uma outra tabela deve ser construída para obter os valores que serão utilizados para o cálculo da resistência à fadiga da liga usada para soldar. A tabela 2.3 apresenta valores obtidos a partir da tabela 2.2.

Tabela 2.3 - Valores que serão usados no cálculo da resistência à fadiga.

Amplitude (kgf)	Tensão (kgf/mm ²)	Evento i	No. de vezes que o evento ocorreu n _i	i.n _i	i ² .n _i
8,0	4,2	3	1	3	9
7,5	4,0	2	2	4	8
7,0	3,7	1	2	2	2
6,5	3,4	0	4	0	0

O incremento na carga neste caso foi igual a 0,5kgf, que representou um acréscimo ou decréscimo de 0,27kgf/mm² na tensão.

O cálculo da resistência média à fadiga, S_n , é realizado utilizando a equação 3.1 descrita abaixo.

$$S_n = S_0 + d \cdot \left(\frac{A}{N} \pm 0,5 \right) \quad (3.1)$$

Onde:

S_n = resistência à fadiga

S_0 = menor tensão utilizada nos ensaios, MPa

i = o número zero é designado o menor valor da tensão ensaiada, os níveis de tensão devem ser enumerados em ordem crescente de magnitude na tabela 2.3.

n_i = número de corpos de prova que não se romperam com as tensões ensaiadas

N = soma de n_i

A = soma de $i.n_i$

B = soma de $i^2.n_i$

d = incremento de tensão, MPa

Deve-se usar o sinal de soma (+) na equação 3.1, se o evento que ocorreu em menor número é a não ocorrência de falha, e o sinal de subtração (-) é usado, se o evento menos freqüente é a falha.

O desvio padrão do valor encontrado para a resistência à fadiga, δ , é calculado conforme as equação 3.2, no caso em que:

$$\frac{N \cdot B - A^2}{N^2} \geq 0,3$$

Deste modo,

$$\delta = 1,620 \cdot d \cdot \left(\frac{N \cdot B - A^2}{N^2} \right) + 0,029 \quad (3.2)$$

O desvio padrão, δ , deve ser igual a 0,53 para a condição em que:

$$\frac{N \cdot B - A^2}{N^2} < 0,3$$

(Collins, 1981).

O valor encontrado para a liga Sn63-Pb37 foi de 34 MPa com um desvio padrão igual a 5MPa.

2.6 As ligas metálicas usadas para a soldagem de componentes eletrônicos

2.6.1 As ligas de estanho-chumbo

O chumbo é muito maleável e dúctil e devido a estas características ele é normalmente utilizado em ligas de chumbo comerciais. O chumbo apresenta boa resistência à corrosão. A adição de estanho ao chumbo ou as ligas de chumbo aumenta a dureza e a resistência, mas ligas de estanho-chumbo são mais comumente usadas pelas suas boas propriedades de fusão, fundição e molhabilidade, como nas soldas. O estanho confere à liga a habilidade de molhar outros metais como aço e cobre. O chumbo não ligado possui pobre característica de molhagem. O estanho

combinado com chumbo e bismuto ou cádmio formam uma composição ideal de muitas soldas de baixo ponto de fusão (Worcester & O'Reilly, 1998).

A principal limitação sobre o uso de chumbo como um material estrutural não é sua baixa resistência à tração (32 MPa), mas sua suscetibilidade à fluência. O chumbo se deforma continuamente a baixas tensões e esta deformação resulta em falha, à tensões muito inferiores ao limite de resistência à tração (Worcester & O'Reilly, 1998).

As propriedades do estanho que levam a usá-lo em grande variedade de aplicações são a sua densidade, maleabilidade, lubricidade, flexibilidade, condutividade elétrica e coeficiente de expansão térmico altos, associadas à resistência, dureza e ponto de fusão bastante baixos.

Como o chumbo, o estanho também usado em ligas de solda para microeletrônica, está sujeito à deformação por fluência e a ruptura do material pode ocorrer mesmo à temperatura ambiente. Consequentemente, a resistência à tração pode não ser um critério de projeto importante, porque a ruptura por fluência pode ocorrer mesmo abaixo da resistência de escoamento. O estanho puro, comercialmente disponível, possui uma resistência à tração de 11,0 MPa, à 23°C, submetido a uma velocidade de 0,2mm/min. (Hampshire, 1998).

O estanho tem uma grande importância como constituinte de ligas em soldas brandas. A liga de solda branda mais comum é uma liga de estanho e chumbo. A liga eutética possui 63% de estanho e 37% de chumbo em peso e se funde a 183°C. A composição eutética é particularmente usada na indústria eletrônica onde uma rápida solidificação é desejada. A prata pode ser adicionada à solda de estanho-chumbo na porcentagem de 3,5% para conferir maior resistência à fluência para a liga (Gonser, 1961).

As ligas de solda usadas para fixar componentes e empacotamento de circuitos integrados (IC) à placas de circuito impresso (PCBs) são limitadas à soldas de estanho-chumbo eutética (Sn63-Pb37) ou hipoeutética (Sn60-Pb40) devido à limitações de temperatura do material com o qual é confeccionada a placa, chamado FR-4 e de alguns componentes eletrônicos (Hwang, 1997; Harris & Whitmore, 1993).

A excelente eficiência das ligas de estanho-chumbo para soldagem fornece confiabilidade na fixação dos componentes nas placas de circuito impresso e estas ligas possuem baixo ponto de fusão, boas propriedades mecânicas e relativo baixo custo, o que justifica portanto, que estas tenham dominado o mercado de soldagem de componentes eletrônicos por muitos anos, no mundo todo (Harris & Whitmore, 1993; Wu *et al.*, 2000).

A prata pode ser adicionada à liga de estanho-chumbo para aumentar a molhabilidade da liga, sendo a composição Sn62-Pb36-Ag2 bastante utilizada para soldar componentes eletrônicos (Anjard, 1985).

A liga eutética de estanho-prata e algumas ligas de baixa temperatura de composições contendo bismuto ou índio, ligas sem chumbo, tem sido usadas com sucesso para soldar componentes à placas de circuito impresso (Hwang, 1997).

O chumbo e os compostos contendo chumbo são substâncias tóxicas e devido à problemas relativos ao meio ambiente e à saúde, tem sido realizados muitos esforços para substituir a liga de solda eutética de chumbo por ligas isentas deste elemento (Miller *et al.*, 1994; Jordan & Schlötter, 1997; Wu *et al.*, 2000; Grigoletto *et al.*, 2003a).

2.6.2 A toxicidade do chumbo e a legislação

Os resíduos sólidos industriais devem ser classificados quanto aos seus riscos potenciais ao meio ambiente e à saúde pública, conforme exige a norma ABNT 10.004, que garante o manuseio e a destinação adequada aos resíduos. A norma apresenta os elementos químicos e testes que são necessários para ajudar a classificação dos mesmos. Os resíduos sólidos são aqueles que estão no estado sólido e semi - sólido. Resultam de atividades industriais, domésticas, hospitalares, comercial, agrícola e de serviços (Grigoletto *et al.*, 2003a).

O que determina a periculosidade de um resíduo são suas propriedades físicas, químicas e infecto-contagiosas. Considera-se perigoso o resíduo que apresenta risco à saúde pública ou risco ao meio ambiente. Conforme a norma ABNT 10.004 os resíduos sólidos são classificados em classe I, classe II e classe III (ABNT, 1987).

Os resíduos de classe I são os perigosos, como definido anteriormente ou apresenta uma das seguintes características: inflamabilidade, corrosividade, reatividade química, toxicidade, patogenicidade (ABNT, 1987).

O chumbo é classificado como resíduo de classe I, porque é um metal pesado e cumulativo, podendo contaminar o ar, a água, e o solo (ABNT, 1987; Frear *et al.*, 2001).

Os resíduos de classe II são os não inertes, não se enquadrando nas classificações de resíduos classe I - perigosos, ou de resíduos classe III - inertes. Os resíduos classe II podem apresentar propriedades como: combustibilidade, biodegradabilidade, solubilidade em água (ABNT, 1987).

Os resíduos de classe III são os inertes. Estes resíduos sendo submetidos a um contato estático ou dinâmico com água destilada ou deionizada, à temperatura ambiente, não tem nenhum de seus constituintes solubilizados à concentrações superiores aos padrões de potabilidade de água. É importante que os padrões de aspecto, cor, turbidez e sabor sejam preservados. Exemplos destes resíduos são rochas, tijolos, vidros e certos plásticos e borrachas que não são decompostos prontamente (ABNT, 1987).

Se o conteúdo da norma ABNT 10.004 não for suficiente para classificar um resíduo por motivo técnico ou econômico, a identificação deste fica a cargo de órgãos estaduais ou federais responsáveis pelo controle da poluição e da preservação ambiental (ABNT, 1987).

Os efeitos tóxicos de chumbo são bem conhecidos nos homens e animais. O chumbo é bioacumulativo no corpo, isto é, ele é retido no corpo. Uma vez no corpo, o chumbo se liga fortemente a proteínas e inibe sua síntese e função. Os efeitos incluem distúrbios nervosos e reprodutivos, retarda o desenvolvimento neurológico e físico, promove mudanças cognitivas e de comportamento, reduz a produção de hemoglobina e causa a hipertensão (Parekh, 1996; Frear *et al.*, 2001).

Exposições ocupacionais a chumbo ocorrem pela inalação e possivelmente pela ingestão deste. A absorção pela pele não é um fator importante, especialmente sob condições de boa higiene industrial. As exposições não ocupacionais à chumbo incluem fontes como a inalação de

poeiras e ingestão de água contaminadas, ingestão de chumbo a partir de pinturas descascadas, etc. (Parekh, 1996, Grigoletto *et al.*, 2003a).

Desde o início de 1990, tem existido legislações no congresso americano restringindo e taxando o uso de chumbo em todas as áreas de fabricação. A OSHA (Occupational Safety and Health Administration) controla severamente e monitora a exposição de trabalhadores ao chumbo em fábricas, medindo a quantidade de chumbo no ambiente nos Estados Unidos da América. O limite de exposição permissível (PEL) para o local de trabalho para chumbo inorgânico é de $0,05\text{mg}/\text{m}^3$ (Solder Manufactures Committee of Lead Industries Association, 1990).

Leis internacionais tem recentemente sido propostas para limitar ou banir o uso de chumbo nos produtos. O mais conhecido esforço tem sido realizado pela comunidade européia que criou uma diretiva chamada “Waste in Electrical and Electronic Equipment” (WEEE) que propõe eliminar o uso de chumbo em produtos eletrônicos em 2008. No Japão, a “Japanese Environmental Agency” tem sugerido que os resíduos contendo chumbo devem ser descartados em locais isolados, para prevenir que estes se disseminem. Nos E.U.A. existe o projeto de lei Reid, que foi recusado e que proibiria o uso de chumbo em soldagens de componentes eletrônicos (Seellig & Suraski, 2001; Frear *et al.*, 2001; Bradley & Hranisavljevic, 2001; Stam & Davitt, 2001).

Conforme estudos realizados pela EPA (Environmental Protections Agency), organização responsável pela conservação do meio ambiente nos U.S.A., a indústria de fabricação de solda é uma fonte mínima de emissão de chumbo. A pesquisa identificou duas áreas de fabricação de solda como fontes potenciais de emissão de chumbo, que são a fundição do chumbo e a produção de pasta de solda (EPA, 1998).

Na produção de pasta de solda estima-se uma pequena emissão de chumbo. Isto ocorre porque as partículas possuem tamanho e densidade que conferem às mesmas velocidades de sedimentação suficientes para prevenir a migração destas para a atmosfera (EPA, 1998).

Existe relativamente pouco perigo para os trabalhadores na maioria das operações de soldagem, embora muitos materiais usados sejam moderadamente tóxicos. Os metais constituintes da solda, após o aquecimento, são emitidos para o ar na forma de vapores,

usualmente como óxidos (Solder Manufacturers Committee of the Lead Industries Association, 1990).

No Brasil, o controle da poluição é realizado por entidades governamentais específicas. Para o Estado de São Paulo, os problemas relativos à poluição são de responsabilidade da CETESB-Companhia de Saneamento Ambiental e não existe outro órgão que monitore a quantidade de poluente no ambiente, sendo que a CETESB não faz monitoramento de vapores de metal pesado para controlar o nível de exposição dos trabalhadores, cuida exclusivamente do destino dos metais pesados sólidos a serem descartados (CETESB, 1999).

As associações das indústrias americanas como a NEMI (“National Electronics Manufacturing Initiative”) e a JEIDA (“Japan Electronics Development Industry Association”) no Japão e centros de pesquisa como o NCMS (“National Center for Manufacturing Sciences”) nos E.U.A., o ITRI (“The International Tin Research Institute”) na Inglaterra e o JIEP (“Japanese Institute of Electronic Packaging”) no Japão, tem concentrado esforços para recomendar ligas alternativas de acordo com o produto em que estas serão usadas (Tzan & Chu, 2000).

2.6.3 As ligas sem chumbo

O interesse pela utilização de ligas sem chumbo tem sido acompanhado de uma grande resistência à esta mudança, justificada pelos problemas de custo e confiabilidade (Seelig & Suraski, 2001).

O chumbo é um dos elementos menos caros disponíveis na terra, e sua substituição implicará em aumentar o preço da produção. A confiabilidade é um dos maiores problemas para a substituição das ligas atualmente utilizadas. Os engenheiros adquiriram uma certa confiança na liga de estanho-chumbo nos últimos trinta anos de seu uso, e um melhor conhecimento do comportamento das ligas sem chumbo é necessário para completa confiança na soldagem com ligas alternativas (Seelig & Suraski, 2001).

Pesquisas tem sido realizadas para desenvolver ligas sem chumbo para a soldagem de componentes convencionais e de componentes montados sobre superfície. A lista de atributos desejados que tem sido estabelecida para as ligas alternativas são:

- baixa toxicidade ao ambiente, sendo que o descarte de lixo tem um importante papel para a seleção de ligas alternativas;
- boa condutividade elétrica e térmica;
- deve ser de fácil reparo;
- deve possuir baixo custo;
- material base deve estar disponível em quantidades suficientes agora e no futuro;
- deve possuir compatibilidade com os materiais e processos existentes;
- deve possuir temperatura de fusão semelhante à da liga de estanho-chumbo;
- deve possuir adequada resistência mecânica e resistência à fadiga térmica (Parekh, 1996; Seelig & Suraski, 2001, Frear *et al.*, 2001).

Existe uma variedade de elementos de baixo ponto de fusão como: In, Ga, Cd, Sn, Te, Se, Bi, Ti e Hg, que podem ser combinados para formar sistemas de soldagem viáveis. Vários destes elementos oferecem problemas toxicológicos similares, e em alguns casos mais extremos que aqueles que ocorrem com o chumbo. Os sistemas alternativos mais práticos são os baseados em estanho, bismuto, índio e podem incluir pequenas quantidades de Ag, Sb, Cu ou Zn (Parekh, 1996; Wu *et al.*, 2000).

A maioria das ligas sem chumbo se fundem em temperaturas mais altas que as das ligas de estanho-chumbo, sendo as duas principais exceções, as ligas de índio e de bismuto (Harris & Whitmore, 1993; Seelig & Suraski, 2001).

As desvantagens do uso de índio são o seu custo, considerando que seu preço atualmente está na faixa de U\$200/kg, e as restrições no seu fornecimento que podem levar a flutuações de preço (Harris & Whitmore, 1993; Seelig & Suraski, 2001).

As ligas de índio são também dúcteis, resistentes à fadiga e vibração, e exibem muito boas características de molhagem. Muitas ligas de índio fundem a mais baixas temperaturas que a liga

de estanho-chumbo. As soldas de índio mais usadas são as que possuem as composições eutéticas In52-Sn48 e In97-Ag3 e as composições In80-Pb15-Ag5, Sn54-Pb26-In20 e Sn70-Pb18-In12. A indústria de placa de circuito impresso apresenta um crescente interesse no uso das ligas de índio e bismuto para aplicações especiais como para a conexão de “Chips”, componentes tipo “Ball Grid Array”(BGA) e para processos de reparo associados a estes (Parekh, 1996; Wu *et al.*, 2000).

O uso de ligas baseadas em índio é mais adequado à soldagem de componentes sensíveis à temperatura, para empacotamentos que não necessitem ter alta resistência mecânica e que não serão expostos a ambientes rudes ou submetidos a altas tensões (Seelig & Suraski, 2001).

As ligas alternativas disponíveis são ricas em estanho, porque este elemento possui requisitos necessários quanto aos aspectos metalúrgicos, ambientais, econômicos e de fornecimento sendo muitas binárias ou ternárias, e tem sido usadas em produtos eletrônicos que apresentam menores problemas quanto à confiabilidade. A liga Sn96,5-Ag3,5 tem sido usada para soldagem de componentes eletrônicos, sendo a temperatura eutética de 221°C. A liga de Sn96,5-Ag3,5 pode incluir cobre, bismuto, antimônio, índio ou zinco, para diminuir a temperatura de fusão, formando ligas multicomponentes. Outras ligas sem chumbo baseadas em estanho são as ligas Sn42-Bi58, Sn91-Zn9 e Sn97,6-Ag4,7-Cu1,7 (Parekh, 1996; Kariya *et al.*, 1999; Wu *et al.*, 2000; Frear *et al.*, 2001).

O estanho é um elemento comum, que possui baixa temperatura de fusão e forma compostos com a maioria dos metais de importância em aplicações eletrônicas, consequentemente, parece adequado que uma nova liga seja baseada em estanho, assim, muitas ligas ternárias e quaternárias tem sido investigadas com o objetivo de desenvolver novas ligas com propriedades melhoradas (Glazer, 1995).

As ligas de bismuto apresentam pontos de fusão próximos aos das ligas de estanho-chumbo e o preço deste elemento é aproximadamente igual ao do estanho, sendo que estas ligas que apresentam potencial para substituir as ligas de chumbo, mas o uso de bismuto em ligas de solda tende a criar fragilidade da junção. Caso o bismuto possua chumbo dissolvido, ocorre a

formação de um eutético secundário, a 96°C, o que leva a uma baixa resistência à fadiga. As ligas de bismuto também estão propensas a falhar em ensaios de resistência ao descascamento, e apresentam uma baixa resistência à fadiga (Seelig & Suraski, 2001; Liu & Shang, 2001).

As ligas ricas em bismuto, isto é, que possuem um teor deste elemento maior que 50% em peso, tem uma característica única que é a de se expandir durante a solidificação. As ligas podem então ser especificadas para se expandir ou para se contrair dependendo do conteúdo de bismuto na solda. Na liga de bismuto e estanho, o bismuto abaixa a energia superficial do estanho e tende a melhorar a habilidade de molhagem da solda (Parekh, 1996).

A liga de estanho e bismuto apresenta resultados superiores se comparada a outras em relação a molhabilidade, a resistência à fadiga e à dissolução do cobre. Uma desvantagem entretanto é que esta liga, quando exposta ao ar, se oxida rapidamente. Então fluxos mais efetivos para a desoxidação do material a ser soldado são requeridos para obter uma boa molhagem. A composição eutética Sn42-Bi58 tem sido usada por vários anos para a montagem por dupla onda e está também disponível na forma de pasta de solda. Afirmam Stam(2001) que a liga eutética de estanho-bismuto tem sido considerada uma boa alternativa para substituir as ligas contendo chumbo. Devido à sua baixa ductibilidade esta liga é difícil de fabricar em solda moldada e em preformas (Parekh, 1996; Stevens & White, 1998, Stam & Davitt, 2001).

O uso de ligas binárias ou ternárias próximas da composição eutética na soldagem de componentes é desejável, porque nas ligas formadas com menor diversidade de elementos, as variações na composição que afetam o comportamento da junta de solda são diminuídas (Frear *et al.*, 2001).

As ligas alternativas sem chumbo tem sido pesquisadas e tem surgido várias opções de materiais com temperaturas de fusão mais elevadas que as ligas de estanho-chumbo, e as favoritas são, como já citado, as baseadas no sistema Sn-Ag e incluem elementos aditivos como Cu, Bi, e Sb. Os pesquisadores japoneses tem incluído o sistema Sn-Ag-Bi bem como Sn-Ag-Cu, sendo estas ligas melhores que a de estanho-prata, e ainda Sn-Ag-Bi-In no esforço de abaixar a temperatura de fusão. As ligas de Sn-Ag-Cu tem sido reconhecidas como as mais adequadas pela sua excelente confiabilidade e compatibilidade com os componentes eletrônicos, que na maioria

possuem estanho-chumbo como recobrimento superficial. As ligas de estanho-prata-cobre tem sido propostas em diferentes composições, por exemplo, os americanos preferem a liga Sn95,5-Ag3,9-Cu0,6, os europeus consideram melhores as ligas Sn95,6-Ag3,7-Cu0,7 e Sn95,5-Ag4,0-Cu0,5 e os japoneses sugerem a liga Sn96,5-Ag3,0-Cu0,5 para substituir a liga eutética de estanho-chumbo (Miller *et al.*, 1994; Tzan & Chu, 2000; Bradley & Hranisavljevic, 2001; Wen *et al.*, 2001; Liu & Shang, 2001; Kim *et al.*, 2003).

Após muitas pesquisas, a liga ternária de estanho-prata-cobre tem demonstrado ser uma excelente opção para substituir as ligas contendo chumbo, possuindo fornecimento suficiente, características adequadas de molhagem, menor temperatura de fusão que as ligas de estanho-prata ou estanho-cobre, boa resistência à fadiga e boa resistência mecânica. O acréscimo de antimônio à esta liga não deixa crescerem intermetálicos que se formariam com o cobre, quando a liga é submetida à 125°C. Este elemento melhora as propriedades de fadiga térmica, reduz a temperatura de fusão e refina a estrutura dos grãos moderadamente, mas existe uma discussão sobre a toxicidade deste elemento, bem como de seus sais, óxidos e os compostos organometálicos de antimônio que são as formas mais tóxicas do elemento, e devem se formar acima de 630,5°C, portanto não no processo de refusão. A liga recomendada teria como a composição final Sn96,2-Ag2,5-Cu0,8-Sb0,5 (Seelig & Suraski, 2001).

Embora existam muitas ligas alternativas para ligas contendo chumbo é necessário o desenvolvimento de uma metodologia para entender como é o comportamento das ligas em relação ao ponto de fusão e molhagem destas, para determinar as vantagens da sua utilização em um processo de soldagem e para avaliar a confiabilidade de junções de solda (Bradley & Hranisavljevic, 2001).

Este trabalho foi desenvolvido com ligas de estanho contendo chumbo, prata e bismuto. Vale salientar que o Brasil é um dos principais países produtores de estanho, como informa Hampshire (1998) e desde modo, nossa pesquisa abordou uma das muitas aplicações deste metal que apresenta importância relevante na tecnologia de soldagem branda para o cenário mundial.

2.7 Análises térmicas por termogravimetria (TGA) e por calorimetria de varredura diferencial (DSC)

As técnicas de análise térmica permitem medir as mudanças nas propriedades físicas e/ou químicas de uma substância, quando a substância é submetida a uma programação controlada de temperatura (Basset, 1981).

As medidas realizadas por instrumentos para análise térmica são usualmente contínuas e a taxa de aquecimento é freqüentemente, mas não necessariamente, linear com o tempo. As medidas obtidas resultam em uma curva de análise térmica e o aspecto desta curva, os picos, descontinuidades e mudanças de inclinação estão relacionados aos eventos que ocorrem na amostra devido à mudanças de temperatura (Brown, 1988).

A termogravimetria (TGA) é uma técnica de análise térmica em que as mudanças de massa de uma substância são registradas como função da temperatura ou do tempo. A calorimetria de varredura diferencial (DSC) é um método de análise térmica que registra a energia necessária para estabelecer um zero de diferença de temperatura entre uma substância e um material de referência. A energia é registrada como função da temperatura ou do tempo (Basset, 1981).

Para análise termogravimétrica são necessários uma balança de precisão com um forno programado para aumentar a temperatura linearmente com o tempo e os resultados podem ser apresentados como uma curva termogravimétrica (TG), onde a mudança de peso é registrada em função da temperatura ou tempo, ou como uma curva termogravimétrica derivativa (DTG). Para as curvas (TG), as porções horizontais indicam as regiões onde não ocorrem mudanças de peso (Basset, 1981).

As amostras usadas para análise termogravimétrica devem ser pequenas para não criar desvio de linearidade na elevação de temperatura e para não impedir a eliminação dos gases que podem ser desprendidos durante o aquecimento (Basset, 1981).

A figura 2.10 apresenta um esquema de um equipamento usado para a análise termogravimétrica.

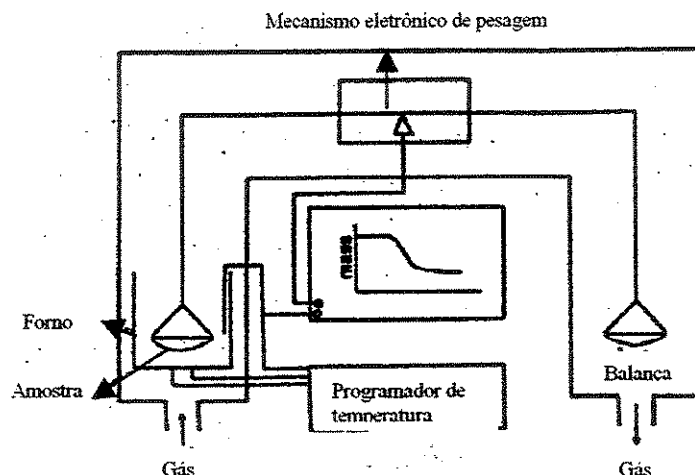


Figura 2.10 - Esquema de um equipamento usado para análises termogravimétricas (Brown, 1988).

A análise por calorimetria de varredura diferencial (DSC) consiste em medir a energia requerida para manter a amostra e o material usado como referência à temperaturas iguais. A análise quantitativa utilizando este método permite estudar as transformações e as reações que ocorrem em um material (Basset, 1981).

O resultado da análise por calorimetria de varredura diferencial é um registro de uma curva onde a abscissa indica a temperatura e a ordenada mostra as variações de energia que ocorreram no material, sendo a área calculada sob os picos no termograma, a medida da transferência total de energia absorvida ou liberada pela amostra (Basset, 1981).

As diferentes velocidades de aquecimento, diversas atmosferas e geometria dos suportes de amostra podem alterar a posição dos picos de DSC. O mais importante é compactar o material das amostras e do material de referência do mesmo modo em todos os experimentos para obter resultados confiáveis. Como prática padrão para análise de DSC utiliza-se um recipiente para

amostra vazia como referência. Os recipientes para amostras que crepitem, formem espumas ou fervam devem ser selados (Basset, 1981).

A figura 2.11 apresenta um diagrama de um equipamento DSC típico.

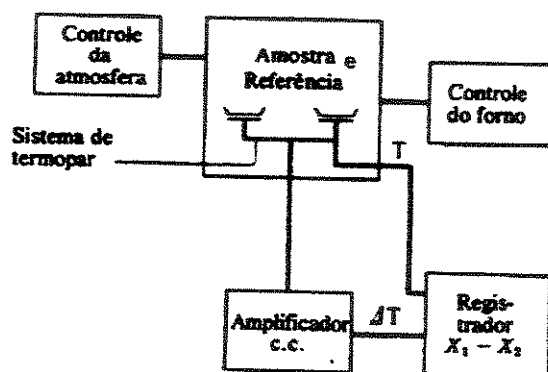


Figura 2.11 - Diagrama de um analisador térmico diferencial (DSC) (Basset, 1981).

A calorimetria de varredura diferencial (DSC) pode ser usada para caracterizar a temperatura de fusão de uma amostra com o aumento da temperatura. Considerando que a transformação de uma substância do estado sólido para o estado líquido implica na absorção de energia, ocorre uma mudança na inclinação da curva obtida na análise. A estabilidade térmica e decomposições, fusão, mudanças de fase e determinações de pureza podem ser analisadas através deste método (Basset, 1981; Bradley & Hranisavljevic, 2001).

Bradley e Hranisavljevic (2001) utilizaram uma taxa de aquecimento de 10°C/min para as duas primeiras curvas de DSC, 2°C/min para a terceira e 10°C/min para o quarto aquecimento para a mesma amostra. Os pesquisadores analisaram as ligas de Sn-Ag-Bi, Sn-Ag-Cu e Sn-Ag-Bi-Cu sendo estas ligas com ou sem a adição de chumbo. Este procedimento foi adotado para observar o efeito da taxa de aquecimento e de resfriamento nas amostras, mas uma pequena diferença foi observada entre as duas taxas. As curvas de DSC apresentam a temperatura de “onset” relacionada à temperatura “solidus” para uma liga não eutética e à temperatura de fusão para uma liga eutética (Bradley & Hranisavljevic, 2001).

Wu (2000) utilizou a calorimetria de varredura diferencial (DSC) para caracterizar as temperaturas e cinéticas ocorridas durante a fusão de amostras de pó compactado de ligas formadas com estanho com 99,5% de pureza, bismuto com 99,99% de pureza, prata com 99,9% de pureza, cobre com 99,5% de pureza, mecanicamente misturados usando um moinho de bolas para produzir uma ligas com estes pós e resina foi adicionada a cada pó como um surfactante. A taxa de aquecimento para a análise de DSC usada foi 10°C/min sob atmosfera de nitrogênio.

2.8 Ensaio de microdureza

O ensaio de microdureza é descrito conforme a ASTM E 384 89 (1990) como um ensaio de dureza realizado pela obtenção de uma microimpressão usando um equipamento calibrado para forçar um penetrador de diamante, de geometria específica, em uma superfície do corpo de prova com uma carga que vai de 1 a 1000gf, para medir a diagonal ou as diagonais por microscopia óptica.

O ensaio de microdureza é usado para medir a dureza de pequenas áreas do corpo de prova e como resultado obtém-se uma impressão microscópica na superfície do material analisado (Garcia *et al.*, 2000).

A medida de microdureza pode ser dada em unidades Knoop ou Vickers, seguindo para ambas, o mesmo procedimento para a medida. Para a medida de microdureza Knoop é utilizado um penetrador de diamante na forma de uma pirâmide alongada, e para a microdureza Vickers um penetrador de diamante piramidal de base quadrada, com ângulos de 136° entre as faces, ilustrados na figura 2.12 (ASTM, 1990; Garcia *et al.*, 2000).

O tempo de aplicação da carga sobre a superfície da amostra deve ser de 10 a 15 segundos, sendo a superfície da amostra colocada na posição normal ao eixo do penetrador, para que as diagonais impressas sejam bem definidas.

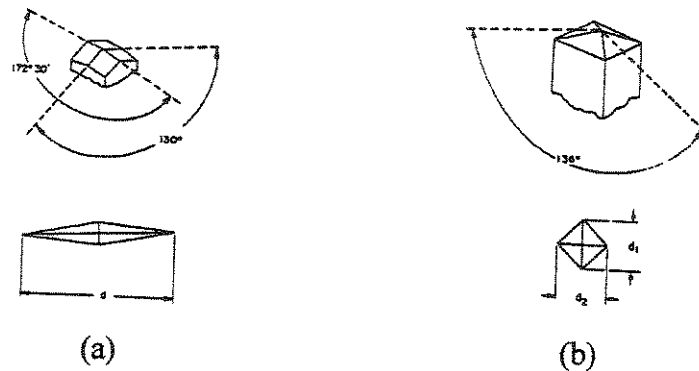


Figura 2.12 - Esquema de penetrador Knoop (a) e Vickers (b) (ASTM, 1990).

O número de dureza Vickers é obtido pela equação 3.3. (ASTM, 1990).

$$HV = 1854,4 \frac{P_1}{d_1^2} \quad (3.3)$$

onde:

HV = número de dureza Vickers;

P_1 = carga em gf;

d_1 = diagonal média da impressão em μm .

O ensaio de microdureza foi usado neste trabalho para caracterizar a dureza da região de solda. A região de solda delimitada a $0,30\mu\text{m}$ de largura exigiu um ensaio usando um penetrador adequado à área disponível e uma carga igualmente pequena. As medidas realizadas permitiram avaliar a dureza Vickers das ligas de estanho-chumbo eutética, da liga de estanho-chumbo-prata e da liga eutética de estanho-bismuto.

Capítulo 3

Materiais e Métodos

3.1 Materiais

Os materiais normalmente utilizados em uma linha de montagem de componentes eletrônicos convencionais ou soldados sobre a superfície da placa de circuito impresso foram escolhidos para a confecção dos corpos de prova usados para este trabalho.

O material base usado para obter todos os corpos de prova foi o cobre eletrolítico em forma de fios de 1,6mm de diâmetro, sendo obtido comercialmente com o nome de Aluroid 27.

Optou-se por três ligas de estanho para soldar os fios de cobre porque o estanho apresenta boas características de molhabilidade em relação ao cobre, permitindo um melhor resultado para a soldagem da junção.

Foram utilizadas as ligas 63Sn-37Pb, 62Sn-36Pb-2Ag e 42Sn-58Bi em forma de pasta de solda do tipo “No Clean”, adquiridas comercialmente. As ligas de estanho-chumbo e as de estanho-bismuto são ligas eutéticas, e possuem temperaturas de fusão de 183 e 138°C, respectivamente (Parekh, 1996; Vianco, 1995; Harris & Whitmore, 1993; Hampshire, 1998). A liga de estanho-chumbo contendo prata possui temperatura de fusão de 179°C (Kester, 2000; Vianco 1995).

3.2 Procedimento para obtenção dos corpos de prova

3.2.1 Preparação dos fios de cobre para soldagem

Os fios de cobre foram cortados, um a um, para obter 50mm em seu comprimento, em uma máquina para corte de precisão, marca Buehler, modelo Isomed 2000.

Os segmentos de cobre, individualmente, foram lixados em uma das extremidades em lixas 400 e 600 respectivamente, mantendo a perpendicularidade entre a superfície da secção transversal e o comprimento do fio, utilizando uma máquina polidora marca Bresi, modelo Mecapol-2B.

3.2.2 Soldagem dos corpos de prova

Os corpos de prova foram confeccionados com o auxílio de um porta-amostras construído para possibilitar a fixação e o posicionamento coplanar de dois segmentos de fios de cobre, para serem soldados aos pares, na posição topo a topo, conforme apresenta a figura 3.1. O espaçamento utilizado para obter as junções foi de 0,30mm.

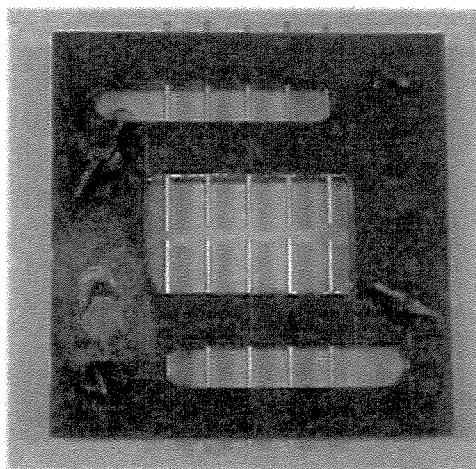


Figura 3.1 - Fotografia do porta - amostras usado para fixação dos fios de cobre e para realização da soldagem.

Os fios de cobre foram limpos com álcool isopropílico, fixados no porta-amostras e a pasta de solda foi inserida no espaçamento. A pasta de solda permaneceu à temperatura ambiente, aproximadamente 25°C, por uma hora antes de sua aplicação.

O espaçamento entre os fios de cobre foi medido antes da realização da soldagem com um equipamento de medição tridimensional a laser da marca Cyberoptics, modelo LSM2, instalado no Laboratório do Centro de Pesquisa Renato Archer (CenPRA), figura 3.2.

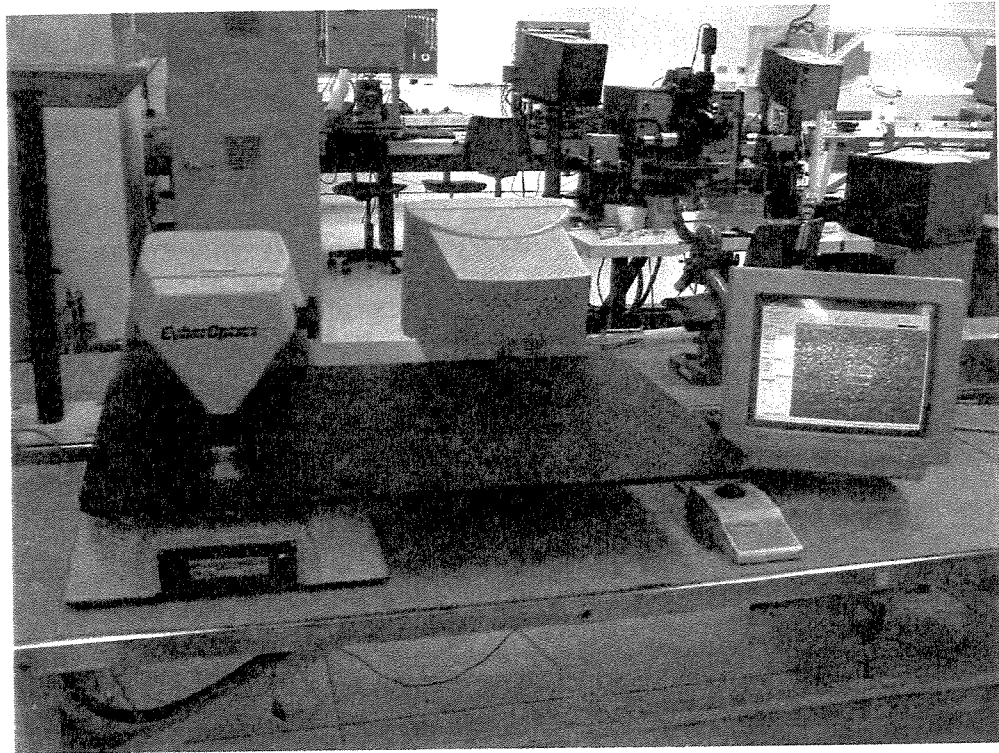


Figura 3.2 - Equipamento de medição tridimensional a laser, Cyberoptics (CenPRA).

A pasta de solda, com a composição de interesse, foi depositada entre os fios de cobre utilizando um dosador de pasta (CenPRA), marca Cam/lot, modelo 1414, e para tal foi usada uma agulha de número 23. Para cada corpo de prova foi utilizado aproximadamente 0,5g de pasta de solda, conforme a figura 3.3.

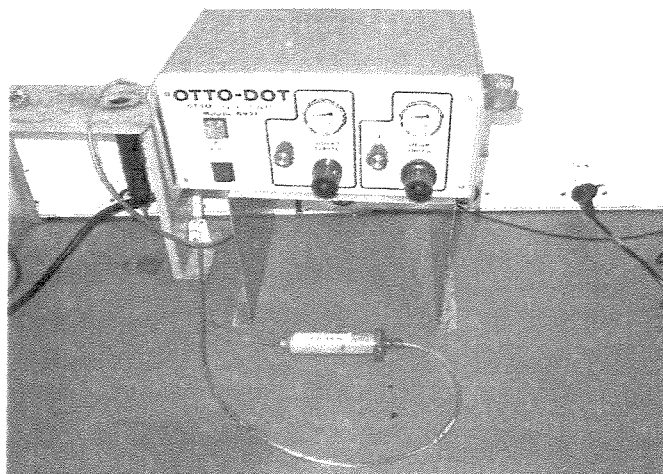


Figura 3.3 - Dosador de pasta de solda (CenPRA)

A figura 3.4 apresenta um esquema do corpo de prova utilizado para os ensaios de tração e de fadiga isotérmica.

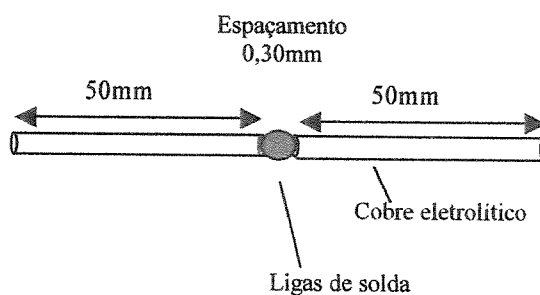


Figura 3.4 - Esquema de corpo de prova contendo a junção soldada.

A soldagem dos corpos de prova foi realizada em um forno de aquecimento marca Heller, modelo 1500s, instalado no Laboratório do CenPRA, utilizando os perfis de temperatura recomendados pelo fabricante, específicos para as ligas e pastas de solda usadas, acrescidos de 80, 105 e 100°C, para as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 respectivamente, com velocidade de esteira de 25cm/min., devido à absorção de calor pelo porta-amostras. A figura 3.5 apresenta o forno utilizado.

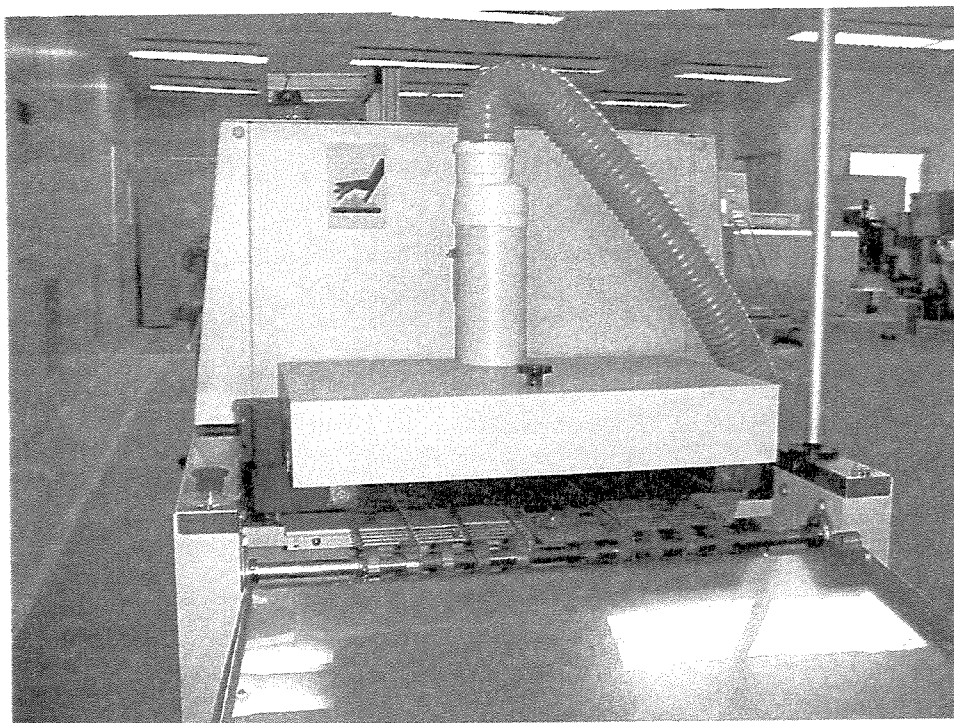


Figura 3.5 - Fotografia do forno de aquecimento presente no laboratório do CenPRA.

A figura 3.5 apresenta o perfil de temperatura recomendado pelo fabricante para a realização da soldagem. As pastas de solda usadas requerem o mesmo perfil de temperatura.

As figuras 3.6, 3.7 e 3.8 apresentam os perfis de temperatura das 5 zonas presentes neste tipo de forno de aquecimento, que foram obtidos experimentalmente quando o conjunto formado por um termopar do tipo K, aderido à uma placa de circuito impresso usada para teste, foi inserido no forno, para medir a temperatura alcançada do conjunto, após o set-up de temperatura da máquina. Estas curvas térmicas apresentam as condições de soldagem usadas para a confecção de corpos de prova com as ligas de estanho-chumbo, estanho-chumbo-prata e estanho-bismuto, respectivamente.

Após a soldagem, as junções foram limadas para retirar o excesso de solda que restava nas mesmas, para deixar o diâmetro das juntas igual ao diâmetro dos fios de cobre.

Temperatura(°C)

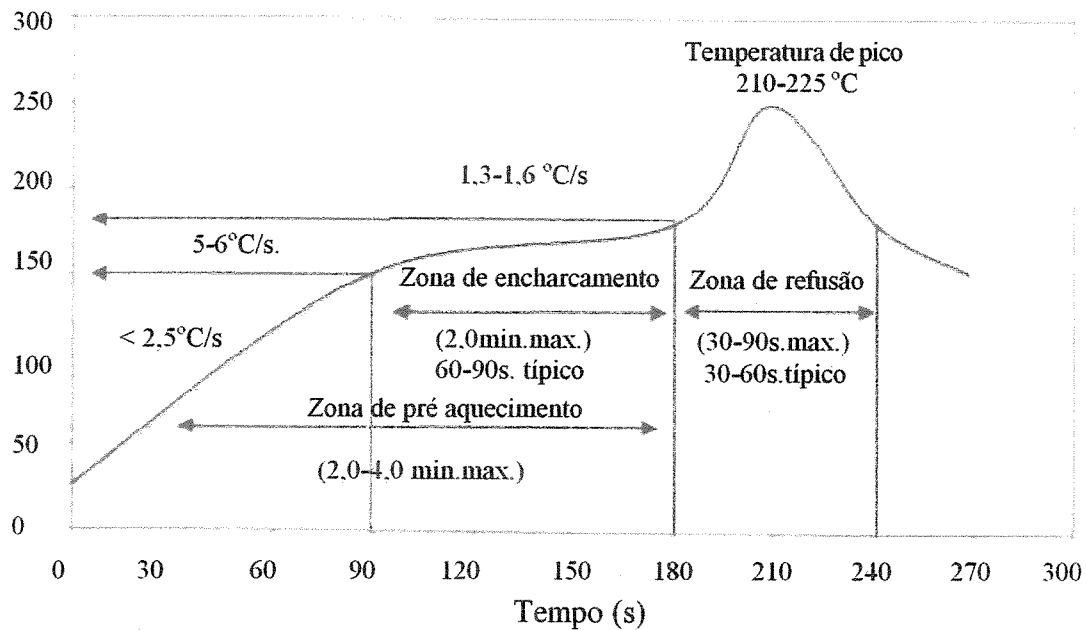


Figura 3.6 - Perfil de temperatura recomendado pelo fabricante de pasta de solda.

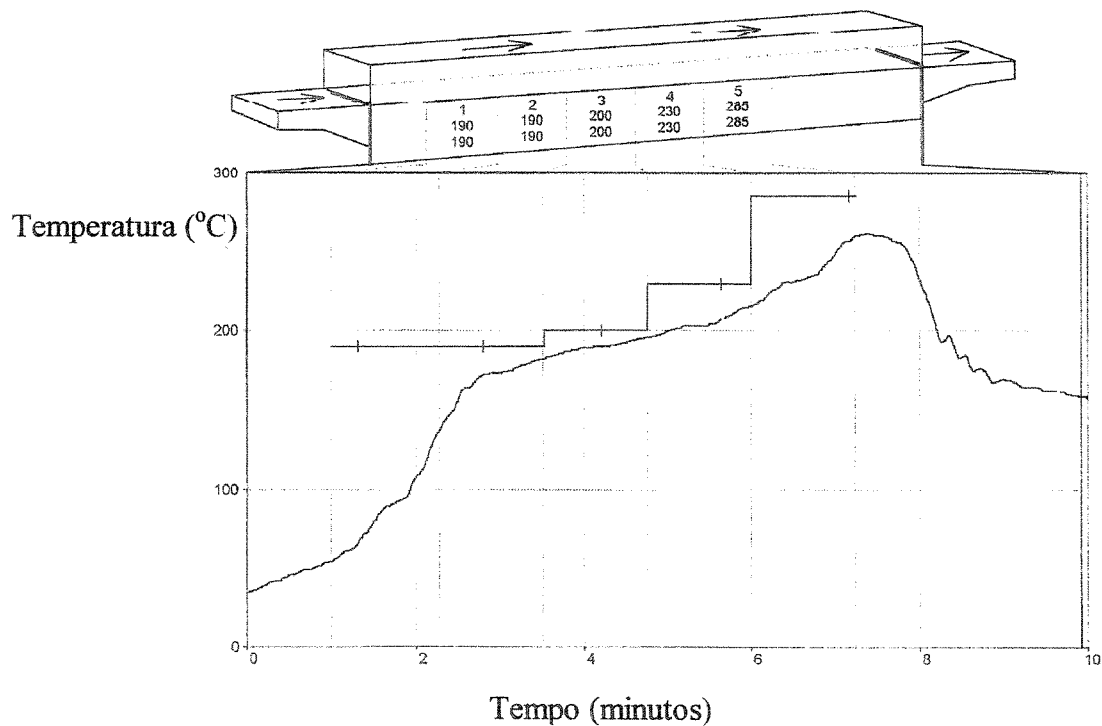


Figura 3.7 - Perfil de temperatura utilizado para a soldagem das junções de cobre com Sn63-Pb37.

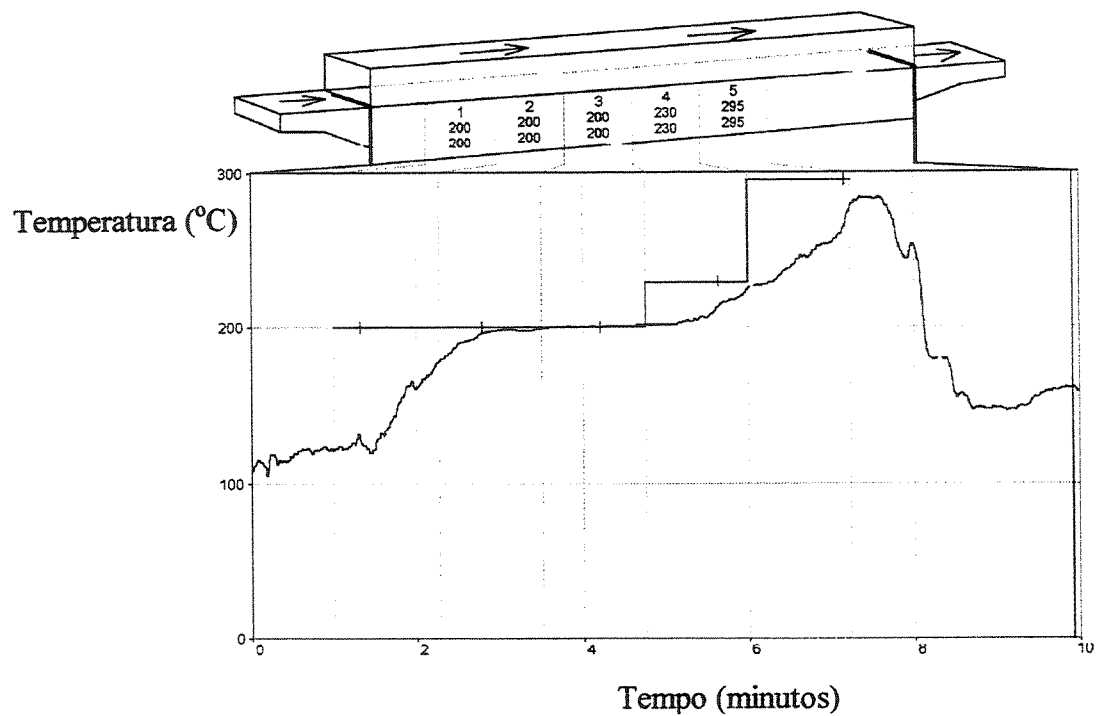


Figura 3.8 - Perfil de temperatura utilizado para a soldagem das junções de cobre com Sn62-Pb36-Ag2.

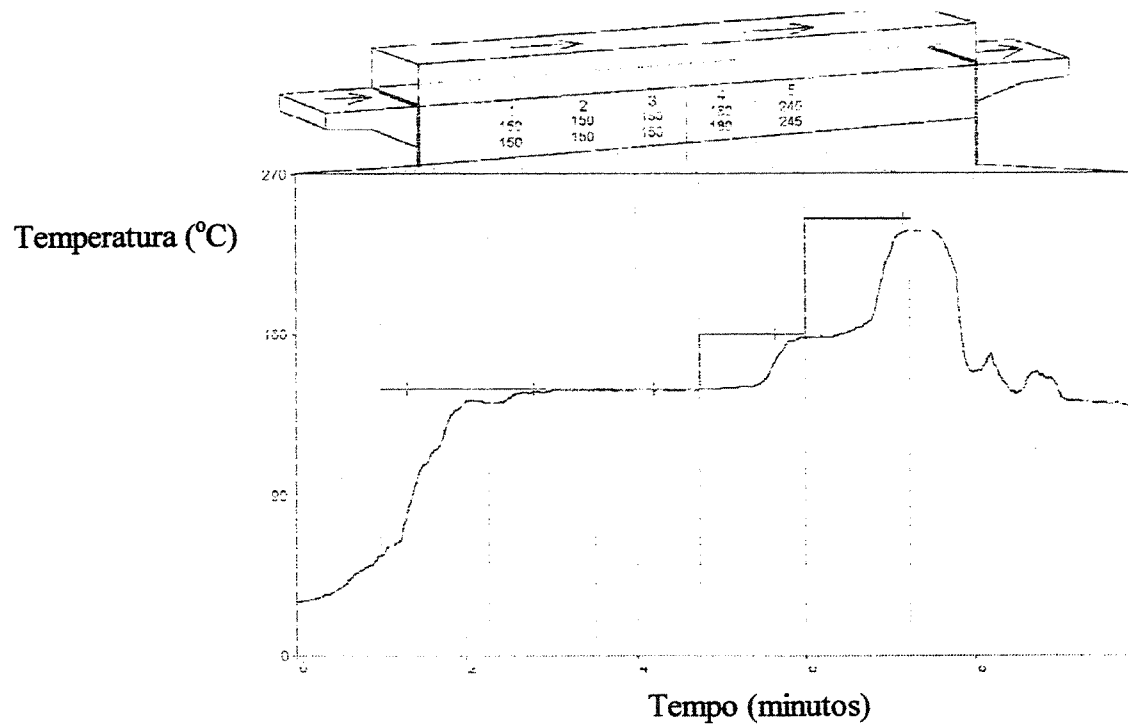


Figura 3.9 - Perfil de temperatura utilizado para a soldagem das junções de cobre com Sn42-Bi58.

3.3 Análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e da composição química das ligas de solda

Para cada tipo de liga utilizada na soldagem da junção, três corpos de prova não ensaiados e três corpos de prova submetidos ao ensaio de fadiga, que não se romperam, escolhidos aleatoriamente, foram embutidos em resina de poliéster. Os corpos de prova embutidos foram trabalhados conforme a norma ASTM E 3-95, que padroniza a preparação de amostras para análise metalográfica. As amostras embutidas foram lixadas com lixas 220, 320, 400, 600 e 1200 e posteriormente foram polidas com as pastas de diamante de granulometrias 6 μ m, 1 μ m e 0,25 μ m respectivamente.

A microestrutura das amostras embutidas contendo as regiões de solda foi observada utilizando um microscópio eletrônico de varredura (MEV) de marca JEOL, modelo JXA-840 A, com sistema de microanálise por raios X dispersivo (EDS) marca Noran Instruments.

A região de solda das amostras não ensaiadas foram analisadas com o auxílio de uma microsonda para obter a composição química das ligas de estanho utilizadas.

O material base, cobre eletrolítico, também foi embutido e passou pelo processo de lixamento e polimento e foi analisado utilizando a microsonda, para controlar a qualidade do material utilizado.

3.4 Análise por termogravimetria (TGA) e por calorimetria de varredura diferencial (DSC)

As amostras de pasta de solda de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 foram analisadas por termogravimetria e calorimetria de varredura diferencial.

As análises foram realizadas utilizando um equipamento de análise térmica, marca Nietzsche, modelo STA 409.

As pastas são armazenadas em geladeira, e para a realização desta análise, as amostras de pasta de solda permaneceram a 25°C por uma hora.

Para cada tipo de liga, a amostra de pasta de solda foi inserida em um porta-amostras de alumínio selado, sendo que na parte superior do mesmo, foi feito um orifício para a liberação de gases.

O equipamento foi calibrado com mercúrio (temperatura de fusão = -38,8°C), índio (156,6°C), bismuto (271,4°C), estanho (231,7°C), zinco (419,6°C) e cloreto de cério (476,0°C). As amostras foram aquecidas de 20 a 300°C, por duas vezes, usando uma taxa de aquecimento de 10°C/min, em cada uma das varreduras.

A quantidade de pasta de solda de Sn63-Pb37 utilizada foi de 14,2mg. Para a pasta de Sn62-Pb36-Ag2 a quantidade foi de 16,5mg e 15,5mg foram usados para a pasta de Sn42-Bi58. As análises de calorimetria de varredura diferencial e de termogravimetria foram realizadas simultaneamente.

3.5 Ensaios de microdureza

A microdureza da região da solda das junções de cobre com as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 foi obtida conforme a norma ASTM E 384-89.

O equipamento utilizado foi um microscópio óptico metalográfico marca Carl Zeiss, modelo Neophot 32 com analisador de imagens marca Leica, modelo Q500mc, usando o software Adobe Photoshop para a aquisição de imagens. Um microdurômetro foi acoplado ao microscópio óptico citado, com penetrador tipo Vickers para realizar a impressão para a caracterização da microdureza. Uma carga de 5g foi utilizada para realizar a impressão na superfície da região da solda.

As amostras contendo a liga Sn63-Pb37 foram atacadas com Nital 2% por 5 segundos para obter a imagem por microscopia óptica conforme procedimento recomendado por Voort

(1984). Apenas para esta liga foram obtidos os valores de microdureza para as amostras não submetidas ao ensaio de fadiga e para as não ensaiadas, porque as ligas contendo prata e bismuto apresentaram microtrincas e grandes buracos após o ensaio de fadiga, o que incorreria em erros na medida de microdureza. Foram realizadas seis medidas de microdureza no mesmo corpo de prova, para cada tipo de liga utilizada.

3.6 Ensaio de tração

Os ensaios de tração da junta soldada foram realizados em uma máquina servo-hidráulica marca MTS, modelo Teststar II, com capacidade de 100kN.

As amostras ensaiadas no equipamento MTS foram presas com garras em suas extremidades e cuidado foi tomado para que a fixação não causasse forças de torção ou de flexão nos corpos de prova.

Os ensaios de tração foram realizados em sete corpos de prova de cobre na forma de fios de 1,6mm de diâmetro e 10mm de comprimento. Foram realizados ensaios de tração em cinco tipos de corpos de prova de cobre, soldados com as ligas Sn63-Pb37, Sn62-P36-Ag2 e Sn42-Bi52.

Os ensaios de tração seguiram a norma ASTM E 8 M-00, exceto pelas diferenças na geometria dos corpos de prova, e a velocidade utilizada foi de 0,02mm/s.

O valor médio do limite de resistência à tração obtido no ensaio de tração, para os cinco corpos de prova contendo a junta soldada, foi utilizado como referência para a escolha da força inicial usada no ensaio de fadiga.

3.7 Ensaio de fadiga

Os ensaios de fadiga foram realizados de acordo com a norma ASTM E 466-96, exceto pela modificação na geometria dos corpos de prova. Os ensaios ocorreram a 25°C, e umidade relativa da ordem de 60%.

O equipamento utilizado foi uma máquina servo-hidráulica, usada para realizar os ensaios de tração.

As amostras foram submetidas ao ensaio de fadiga aplicando-se uma força de tração-tração na junção, uma frequência de 15 Hz, com uma onda do tipo senoidal e razão de carga igual a 0,1.

O método estatístico utilizado para obter os dados experimentais para o ensaio de fadiga foi o método escada.(Collins, 1981)

A figura 3.10 apresenta uma amostra contendo a junção sendo submetida ao ensaio de fadiga isotérmica.

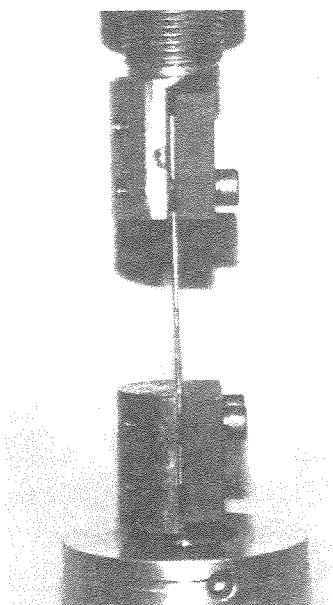


Figura 3.10 - Fotografia da amostra sendo submetida ao ensaio de fadiga.

O método estatístico utilizado para obtenção e tratamento dos resultados experimentais para os ensaios de fadiga dos corpos de prova contendo a junção e utilizando diferentes ligas para solda foi o método escada descrito anteriormente no item 2.5.

Para a liga Sn63-Pb37 foram primeiramente ensaiados 19 corpos de prova. Analisados os resultados, foram soldadas mais 20 amostras com a liga eutética de estanho-chumbo, e submetidas ao ensaio de fadiga, para constatar a repetibilidade do método de ensaio.

A resistência à fadiga isotérmica da junção de cobre com a liga Sn62-Pb36-Ag2 foi calculada ensaiando 24 amostras.

Para a liga Sn42-Bi58 foram utilizados 21 corpos de prova para obter o valor da resistência à fadiga isotérmica da junção.

Foram confeccionados corpos de prova de cobre com a liga Sn63-Pb37 com espaçamento de junta de 0,15mm. A soldagem das amostras foi realizada de modo idêntico ao descrito no item 3.2. Cinco amostras foram submetidas aos ensaios de tração e 19 amostras ao ensaio de fadiga isotérmica como apresentado nos itens 3.6 e 3.7, respectivamente. Esta foi a única liga com a qual foram obtidas junções com espessura de 0,15mm.

Capítulo 4

Resultados e Discussão

4.1 Considerações sobre os parâmetros de espessura de junção e de soldagem.

As espessuras usadas para a confecção das junções neste trabalho (0,30mm e 0,15mm) foram escolhidas com o objetivo de usar um modelo físico que simulasse a quantidade de solda e as dimensões usadas para a soldagem de componentes sobre superfície. A escolha foi baseada no exemplo de Vianco (1995), que comenta que uma placa de circuito impresso contendo “peads” (metalizações existentes na placa, que reproduzem o local para a soldagem e as dimensões aproximadas dos terminais do componente a ser soldado) de 1,25mm de largura, requer uma espessura de 0,20 a 0,25mm de pasta de solda depositada, para realizar adequada soldagem do componente. Componentes que possuem terminais de menor dimensão requerem menos que 0,20mm de espessura de pasta de solda depositada.

As temperaturas de soldagem típicas usadas no processo, conforme comenta Vianco (1995), devem ser de 30 a 50°C superiores à temperatura de fusão da liga de solda usada para assegurar uma adequada fluidez da solda e um suficiente aquecimento do substrato. Os corpos de prova soldados com a pasta de solda de composição da liga Sn63-Pb37 tiveram o perfil de temperatura típico recomendado pelo fabricante acrescido em todas as zonas de temperatura de 79°C, para satisfazer a condição comentada por Vianco (1995). As ligas de Sn62-Pb36-Ag2 e

Sn42-Bi58 tiveram um aumento de temperatura de 105°C e de 100°C. As temperaturas utilizadas ultrapassaram os 50°C, recomendação de Vianco(1995), isto porque o suporte utilizado para a fixação dos fios de cobre foi confeccionado em aço e possuía uma grande massa e que como consequência o conjunto porta-amostras/fios de cobre absorvia muito calor. A qualidade das soldas foi verificada pela inspeção visual das mesmas, com o auxílio de um microscópio óptico com aumento de 40 vezes, e pela aplicação de esforço de flexão na junção, forçando sua quebra para averiguar a fragilidade do conjunto, sendo escolhida empiricamente a condição de soldagem que conferia à junção uma boa resistência à flexão.

O bismuto presente na liga Sn42-Bi58 tende a melhorar a condição de molhabilidade da solda. Neste trabalho, a junção de solda foi inserida no forno de aquecimento no sentido vertical, desde modo, a solda fundida fluiu mais do que o desejável para o interior da junta, formando uma gota na superfície inferior da junção, e consequentemente causando uma depressão na superfície superior da mesma. A temperatura usada na soldagem foi escolhida de modo a obter corpos de prova com a junção mais uniforme possível. Houve a formação de um filme escuro sobre a junção durante a soldagem, que pode ser resíduo de fluxo de solda, isto porque esta liga se oxida facilmente ao ar e fluxos mais fortes devem ser utilizados para garantir a molhabilidade do metal base pela liga de solda (Grigoletto *et al.*, 2002c)

4.2 Análise microestrutural por microscopia eletrônica de varredura (MEV) e da composição química da liga soldada

A microestrutura pode ser definida como a combinação de fases que estão presentes no material, seus defeitos, morfologia e distribuição. A microestrutura é uma função da composição do material e sua história térmica, mecânica e química. A composição e a microestrutura do material metálico determinam suas propriedades (Glazer, 1995).

Afirma Glazer (1995) que em montagens eletrônicas, a primeira variável do processo que afeta a microestrutura inicial da solda é a taxa de resfriamento. As ligas eutéticas se solidificam em duas fases concorrentemente em uma única temperatura. A microestrutura solidificada é usualmente lamelar, mas pode ser equiaxial se a solda é resfriada muito rapidamente. Em ambos

os casos, o resfriamento rápido significa uma microestrutura mais refinada, porque existe um menor tempo para a difusão dos átomos ocorrer. A parte solidificada irá usualmente conter um número de grãos eutéticos, região na qual as lamelas estão alinhadas. Material irregular degenerado freqüentemente ocorre nos contornos de grãos eutéticos (Morris *et al.*, 1991 *apud* Glazer, 1995).

A microestrutura das regiões de solda de três corpos de prova não submetidos aos ensaios de fadiga e de três corpos de prova submetidos aos ensaios de fadiga que não se romperam, após 200.000 ciclos da aplicação da força tração-tração, foi analisada por MEV com diferentes aumentos, para as ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58. Não foi possível constatar uma camada de compostos intermetálicos, mesmo que delgada, na interface formada entre o metal base e a liga de solda com a técnica de análise utilizada, para todos os tipos de liga, porém estes devem ter se formado, considerando como comenta Glazer (1995), a facilidade do estanho em se ligar ao cobre, formando intermetálicos como Cu_3Sn , Cu_6Sn_5 . Os compostos intermetálicos são quase sempre formados na interface entre a solda e a superfície do substrato, porém a fase de intermetálicos pode ocorrer dentro da solda fundida e permanecer dispersa na solda (Romig *et al.*, 1991 *apud* Glazer, 1995; Marshall *et al.*, 1994 *apud* Glazer, 1995; Pecht, 1993; Schwartz & Aircraft, 1995; Hwang, 1996; Liu & Shang, 2001).

O material base usado para a confecção de todos os corpos de prova foi analisado quanto à sua composição química usando a técnica da microanálise por EDS (Energy Dispersive Spectroscopy). O resultado obtido para as três amostras do material base, com as quais foram realizadas três medidas, sendo uma em cada corpo de prova, foi que os fios usados eram 100% de cobre, ou seja, cobre eletrolítico. Não foram detectadas impurezas no material analisado.

4.2.1 Liga Sn63-Pb37

As figuras 4.1, 4.2, 4.3, mostram a junção e a microestrutura obtida dentro da região da solda da junção de cobre com a liga de Sn63-Pb37, com diferentes aumentos. Foi possível a observação da área de interesse sem a necessidade de realização de ataque químico, quando da

análise por MEV. A análise por microscopia óptica requereu o uso de Nital 2% para a revelação da microestrutura da liga Sn63-Pb37.

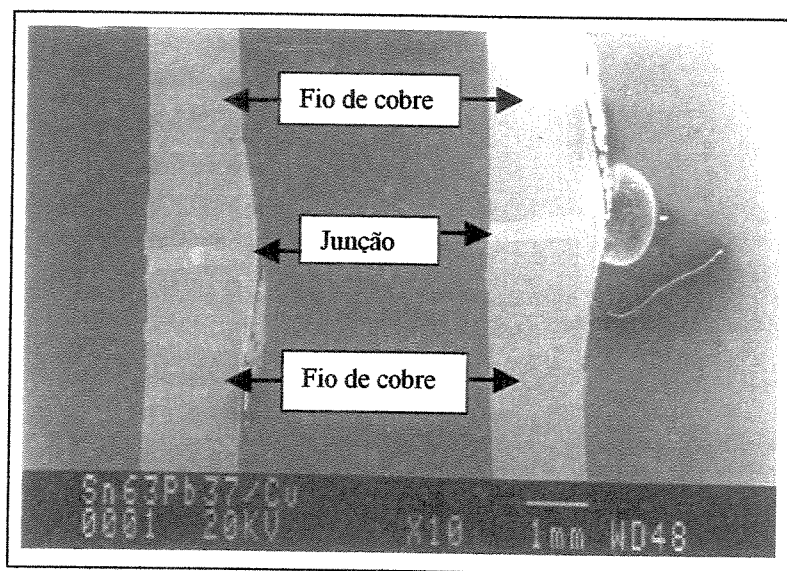


Figura 4.1 - Dois corpos de prova não submetidos ao ensaio de fadiga, embutidos em resina de poliéster. Em destaque as junções de solda de cobre com a liga Sn63-Pb37 (MEV).

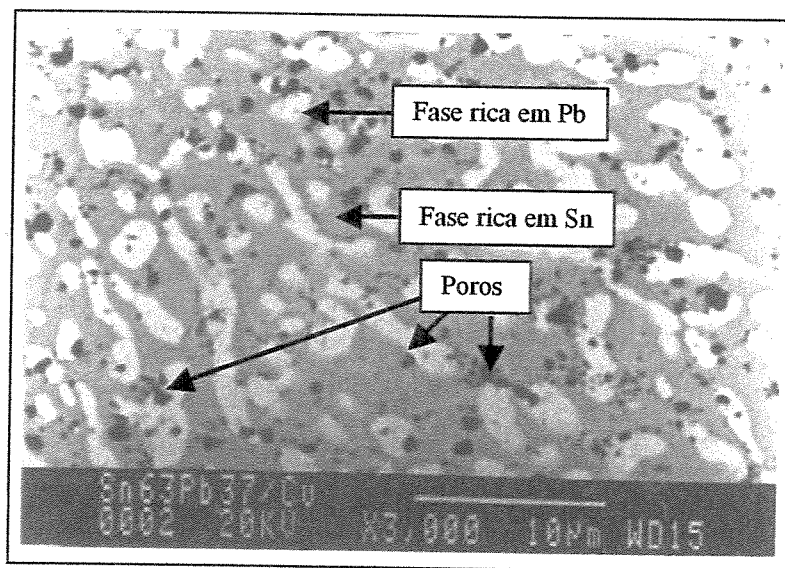


Figura 4.2 - Região de solda da liga Sn63-Pb37 (MEV).

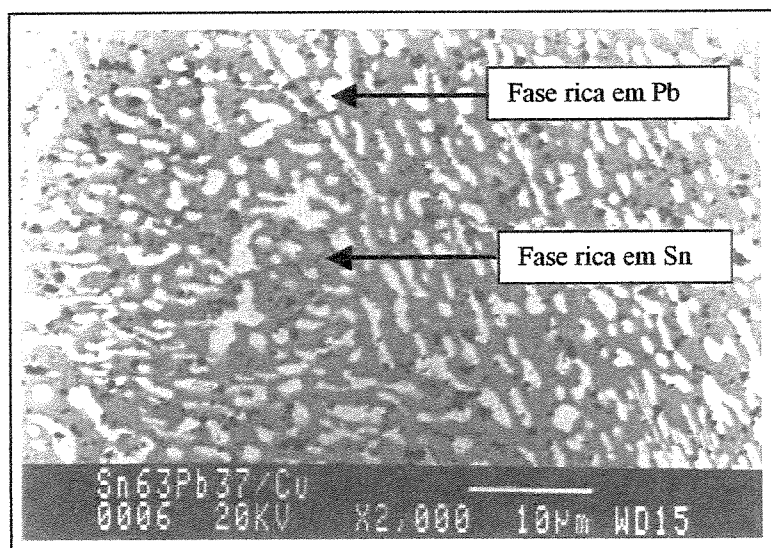


Figura 4.3 - Região de solda da liga Sn63-Pb37 (MEV).

As amostras apresentaram uma estrutura do tipo eutética bifásica e irregular decorrente do rápido resfriamento, como mostram as figuras 4.2 e 4.3.

Observa-se a presença de vazios ou poros que se formaram provavelmente pelo aprisionamento dos gases que são liberados quando do aquecimento de componentes voláteis presentes na formulação da pasta de solda. As pastas do tipo “no-clean” não necessitam a remoção do fluxo após a soldagem, pois é esperado que as temperaturas estabelecidas para o ciclo de soldagem sejam suficientes para que ocorra a coalescência das partículas metálicas e a eliminação de materiais voláteis. O processo de soldagem pode ter os fumos dos constituintes da solda como subprodutos voláteis, que são os compostos orgânicos halogenados se estes forem constituintes do fluxo, os solventes orgânicos e a resina de ácido abiótico. O chumbo poderá, em pequena quantidade, ir para o ar na forma de óxido (Grigoletto *et al.*, 2000).

Conforme cita Glazer (1995), segundo os pesquisadores Irving, Hampshire e Morris, os elementos chumbo e estanho da liga eutética apresentam-se na forma bifásica na microestrutura do material solidificado, sendo a fase mais escura rica em estanho e a fase mais clara rica em chumbo, observada nas micrografias obtidas por MEV e confirmada pela microanálise por EDS neste trabalho. No caso da análise por microscopia óptica, a fase clara é rica em estanho e a fase escura é rica em chumbo, ou seja, o inverso do que se observa por MEV.

As figuras 4.4 e 4.5 que possuem o mesmo aumento, e são de amostras distintas. A figura 4.4 mostra um corpo de prova não ensaiado e a figura 4.5 apresenta a região de solda de um corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga que não se rompeu após 200.000 ciclos. Pode-se observar que a amostra ensaiada apresenta regiões semelhantes a canais ou veios na fase rica em estanho (mais escura), a qual contém a fase de chumbo (fase mais clara) distribuída com menor uniformidade ao longo da área de solda.

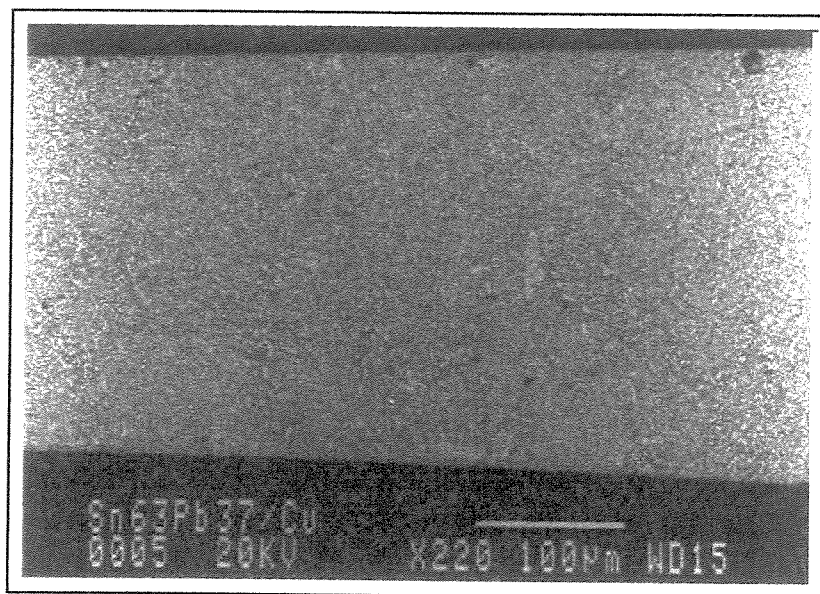


Figura 4.4 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova não submetido ao ensaio de fadiga (MEV).

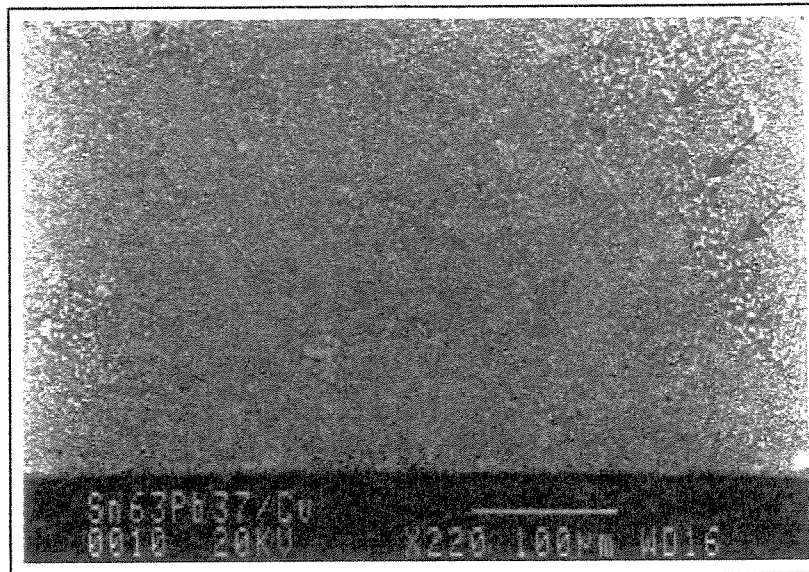


Figura 4.5 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova ensaiado. As setas indicam os veios formados após o ensaio de fadiga (MEV).

As figuras 4.6 e 4.7 apresentam mais detalhadamente a região da solda com a liga Sn63-Pb37 de um corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, que não se rompeu após 200.000 ciclos.

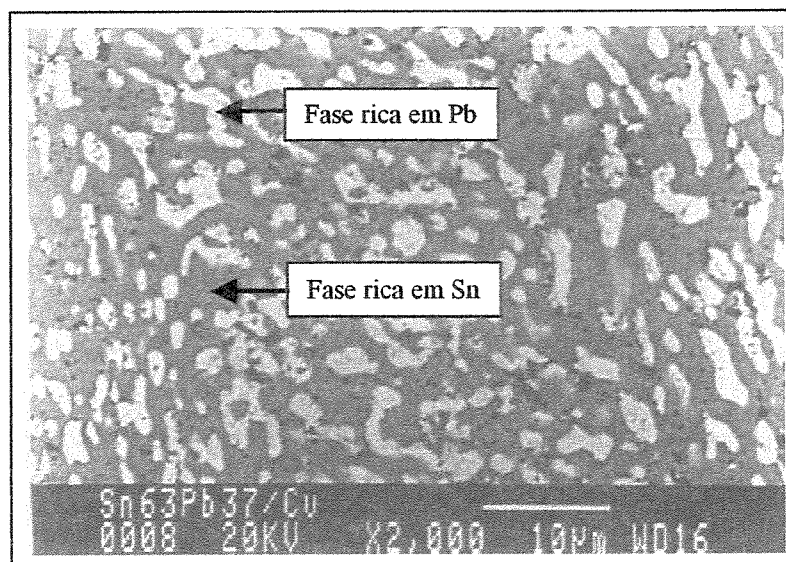


Figura 4.6 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova ensaiado, apresentando aumento da fase rica em chumbo e maior espaçamento na área rica em estanho (MEV).

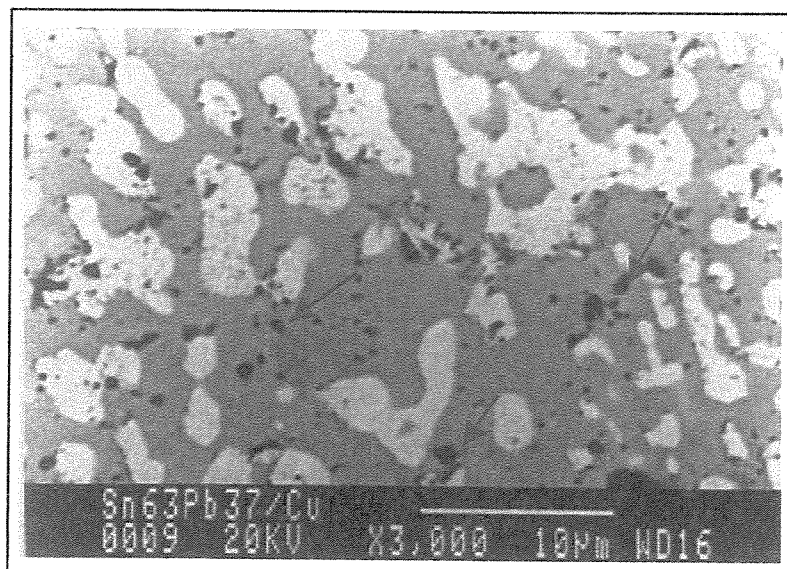


Figura 4.7 - Região de solda da liga Sn63-Pb37, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. As “ilhas” de chumbo apresentam um discreto aumento e pode-se notar a presença de poros, alguns marcados pelas setas (MEV).

Para verificar o efeito do ensaio de fadiga na microestrutura da liga de Sn63-Pb37 foram realizadas medidas quantitativas do tamanho da fase de chumbo dispersa na fase rica em estanho, como fizeram os pesquisadores Rack e Maurin (1974) e Dudek (1997). Neste trabalho foi utilizado o método do intercepto descrito na Norma ASTM E 112-95 e foram feitas medidas do comprimento livre médio entre as “ilhas” ricas em chumbo, usando a terminologia estabelecida por Rack e Maurin (1974) (Dudek *et al.*, 1997).

Para a análise do tamanho da fase de chumbo, o intercepto foi considerado neste trabalho, o segmento que une o final de uma “ilha” de chumbo ao início da subsequente “ilha” de chumbo, dispostas sobre uma linha imaginária desenhada sobre um plano de análise.

Foram analisadas oito micrografias de amostras não ensaiadas e oito micrografias de amostras submetidas ao ensaio de fadiga. O comprimento livre médio, segundo Rack e Maurin (1974), ou o comprimento médio do intercepto, como definido na norma ASTM, medido entre as “ilhas” de chumbo para amostras não ensaiadas foi de $2,3\mu\text{m}$ com desvio padrão de $0,4\mu\text{m}$, com

precisão relativa de 14,78%, sendo esta um pouco acima do que a norma recomenda. As amostras submetidas ao ensaio de fadiga apresentaram um comprimento médio do intercepto entre as “ilhas” de chumbo de 2,8 μ m com um desvio padrão de 0,7 μ m, sendo de 21,10% a precisão relativa, como mostra a tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Valores do comprimento médio de intercepto para a liga Sn63-Pb37, análise de oito micrografias de cada tipo de amostra.

Amostras		Comprimento do intercepto (μ m)	Desvio padrão (μ m)	Precisão Relativa(%)
Não ensaiadas		2,3	0,4	14,78
Submetidas	ao ensaio de fadiga	2,8	0,7	21,10

A medida do comprimento livre médio entre as “ilhas” de chumbo presentes em uma fase rica em estanho da liga eutética de estanho-chumbo foi realizada por Dudek (1997), que em seu trabalho demonstrou que esta distância antes da ciclagem térmica do material foi de 3 μ m, e depois da ciclagem térmica a que este foi submetido, o comprimento foi de 5 μ m, sendo que próximo da interface solda/componente PBGA (Plastic Ball Grid Arrays), esta distância aumentou para 7 μ m, o que demonstra que houve um aumento na fase rica em chumbo como resultado da exposição da liga de solda à ciclagem térmica (Dudek *et al.*, 1997).

Comparando-se os valores obtidos para o comprimento médio dos interceptos de 2,3 μ m sem realizar o ensaio de fadiga e 2,8 μ m para amostras submetidas ao ensaio de fadiga, valores obtidos neste trabalho, estes mostram que existe uma maior distância entre a fase rica em chumbo e a fase rica em estanho após o ensaio, devido a um discreto aumento da área da fase rica em chumbo. Um estudo mais aprofundado se faz necessário para entender esta modificação microestrutural, que pode estar relacionada com a imposição da tensão normal de tração com uma alta frequência (15Hz). Pode estar ocorrendo um aquecimento interno da junção, acarretando o mesmo fenômeno que ocorre na liga eutética após a ciclagem térmica. Observa-se que as

mudanças microestruturais causadas pelo ensaio de fadiga foram similares às descritas por Dudek (1997) no estudo da liga Sn63-Pb37 submetida à ciclagem térmica (Dudek *et al.*, 1997).

A figura 4.8 apresenta um componente com terminal tipo asa de gaivota soldado com a liga Sn63-Pb37 obtido comercialmente. O componente foi embutido e polido como descrito para os corpos de prova contendo a junção, com o objetivo de comparar a microestrutura obtida neste trabalho com a que se forma em uma linha de soldagem de componentes sobre superfície na indústria.

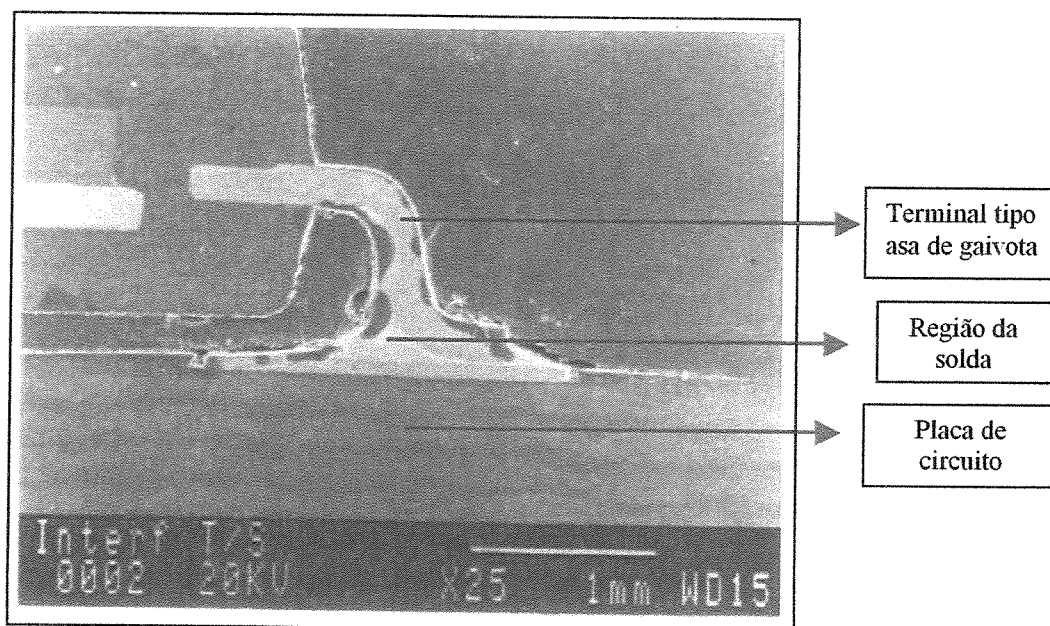


Figura 4.8 - Secção transversal de um componente montado sobre superfície soldado com a liga Sn63-Pb37 em processo industrial. Observa-se as regiões da placa de circuito impresso, região da solda e o terminal do componente (MEV).

A figura 4.9 apresenta a microestrutura da liga Sn63-Pb37 com aumento de 2000 vezes, mostrando em detalhe a região entre o terminal e a liga de solda.

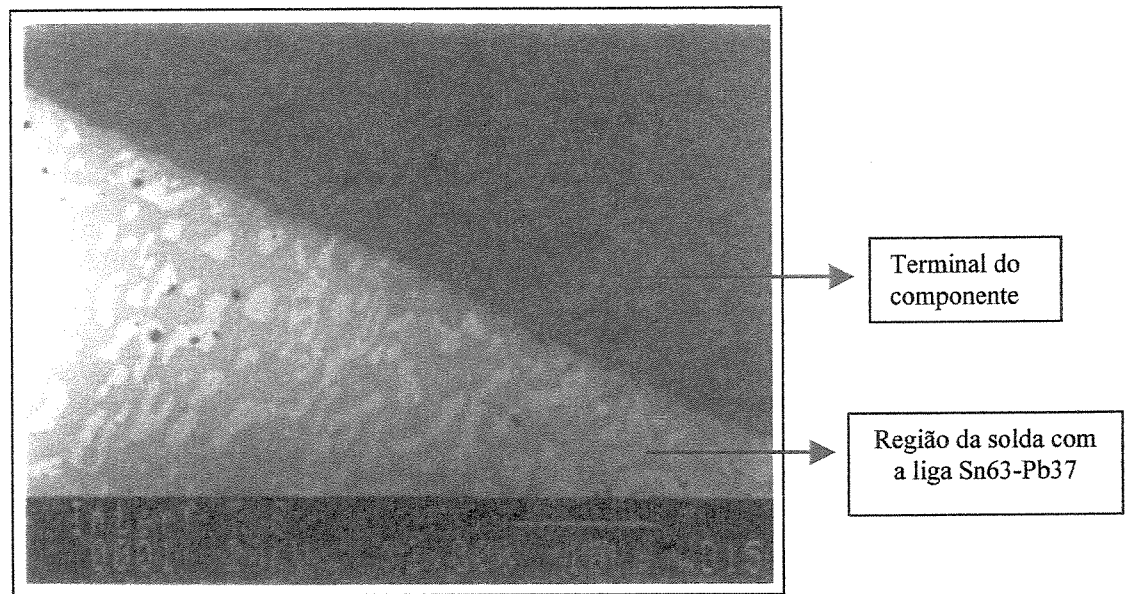


Figura 4.9 - Microestrutura da liga Sn63-Pb37 na interface terminal-liga de solda, obtida em linha de montagem de componentes SMT industrial. Detalhe do componente apresentado na figura 4.8 (MEV).

Comparando-se as microestruturas obtidas neste trabalho, observada na figura 4.3, com a que se forma em uma linha de soldagem industrial, figura 4.9, ambas com o mesmo aumento, notamos que estas são bastante semelhantes.

Rack e Maurin (1974) mediram o comprimento livre médio inicial entre as “ilhas” de chumbo em várias juntas de solda produzidas industrialmente e afirmam que este variou de $1,5\mu\text{m}$ a $2,2\mu\text{m}$.

Comparando-se os valores medidos por Rack e Maurin (1974), intervalo de $1,5\mu\text{m}$ a $2,2\mu\text{m}$, com o comprimento livre médio para amostras não ensaiadas encontrado neste trabalho que foi de $2,3\mu\text{m}$, observa-se que a microestrutura que se formou na soldagem dos corpos de prova soldados para esta pesquisa foi muito semelhante a que ocorre durante o processo industrial, de onde pode-se concluir que o modelo físico utilizado se aproximou muito da situação encontrada em uma junção usada em uma montagem de componente eletrônico sobre superfície.

A região de solda foi analisada por EDS para verificar a composição química da fase clara e da fase escura que aparecem na microestrutura da liga solidificada, os resultados encontram-se na tabela 4.2.

Tabela 4.2 - Composição química das regiões da solda de Sn63-Pb37, obtida por EDS-MEV.

Liga Sn63-Pb37	Sn(%peso)	Pb(%peso)
Fase escura	98,73	1,27
Fase clara	24,13	75,87

4.2.2 Liga Sn62-Pb36-Ag2

Como mostra a figura 4.10, as junções, mesmo antes de serem submetidas ao ensaio apresentaram vazios na região da solda, isto é, porosidade como defeito.

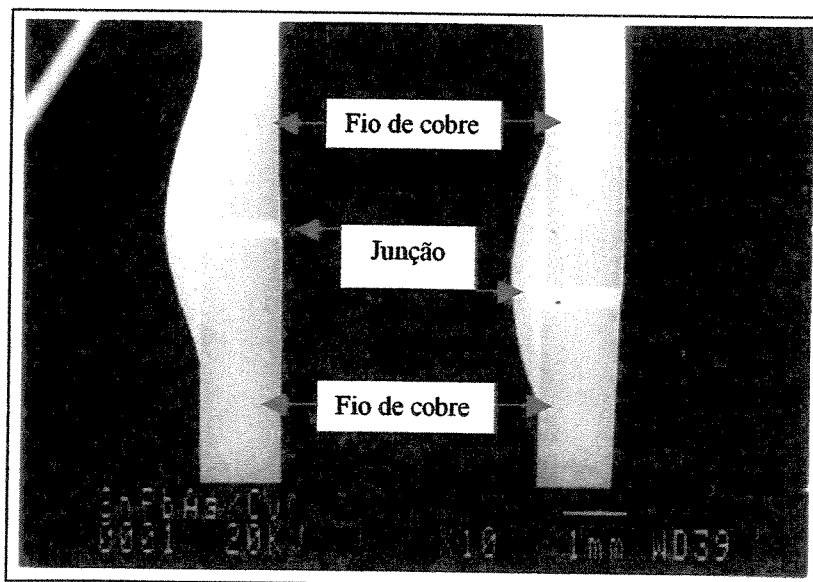


Figura 4.10 - Duas junções de solda realizadas com a liga Sn62-Pb36-Ag2, antes do ensaio de fadiga (MEV).

A microestrutura da região da solda pode ser observada nas figuras 4.11 ,4.12 e 4.13, com aumentos de 1000, 2000 e 3000 vezes, analisada por microscopia eletrônica de varredura.

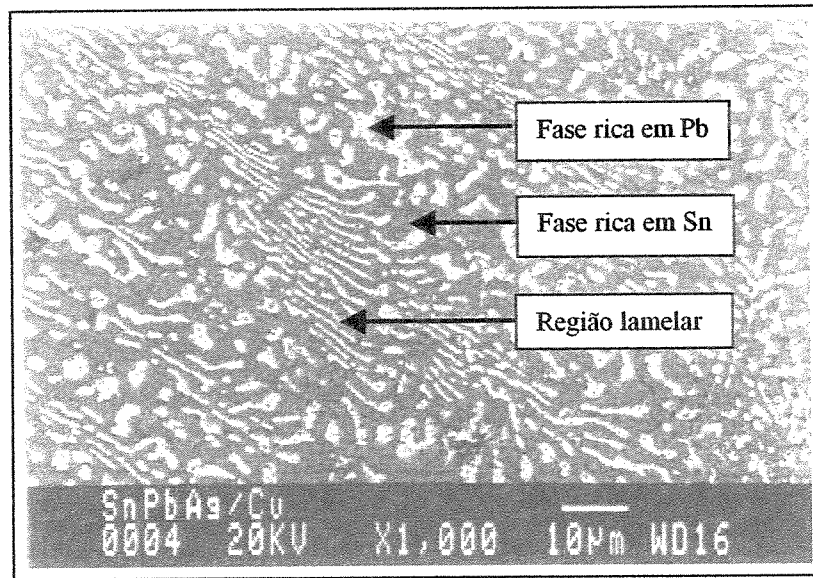


Figura 4.11 - Microestrutura da liga Sn62-Pb36-Ag2, antes do ensaio de fadiga (MEV).

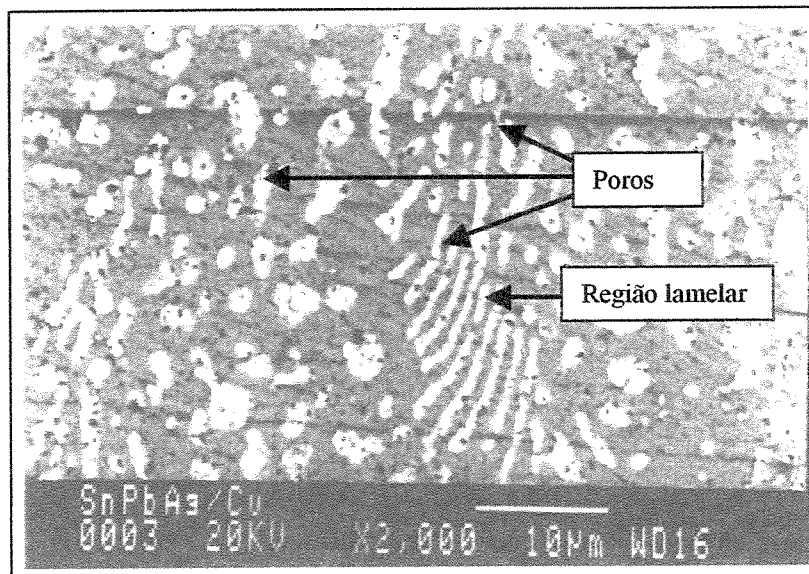


Figura 4.12 - Liga Sn62-Pb36-Ag2, antes do ensaio de fadiga (MEV).

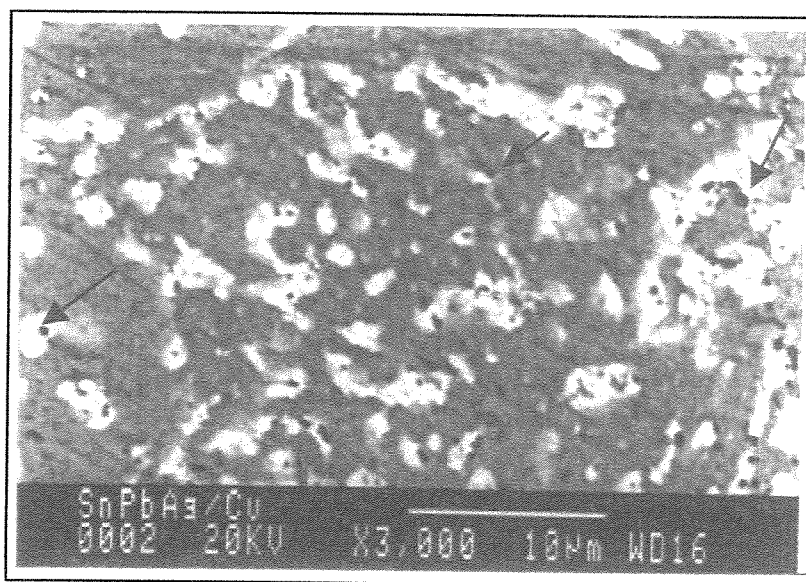


Figura 4.13 - Liga Sn62-Pb36-Ag2, antes da realização do ensaio de fadiga. Observa-se a presença de porosidade (MEV).

A microestrutura obtida para a liga Sn63-Pb36-Ag2 apresenta regiões bifásicas irregulares e lamelas regulares.

A microanálise por EDS foi realizada para obter a composição química das diferentes áreas na região de solda e demonstrou que a fase escura é rica em estanho contendo também pequenas quantidades de chumbo e de prata. A região clara é rica em chumbo e possui um pouco de estanho e pequena quantia de prata. As lamelas, também se apresentam como regiões claras na microestrutura, e esta apresentou maior dificuldade na identificação e quantificação dos elementos, isto porque as lamelas possuíam largura menor que 3 a 4µm, menor que a largura do feixe de elétrons incidente na amostra, e portanto, análise incluiu a região escura situada ao redor das lamelas, rica em estanho.

A tabela 4.3 mostra os valores obtidos para a composição química das regiões analisadas.

Tabela 4.3 - Composição química das diversas regiões da liga Sn62-Pb36-Ag2. Obtida por EDS-MEV.

Liga Sn62-Pb36-Ag2	Sn(% peso)	Pb(% peso)	Ag(% peso)
Fase escura	97,47	2,03	0,50
Fase clara	23,32	76,25	0,44
Região lamelar	63,45	33,84	2,70

A microestrutura da região da solda, antes dos corpos de prova serem submetidos ao ensaio de fadiga, apresentou porosidade como mostram as figuras 4.12 e 4.13. A ocorrência de poros foi similar à encontrada para a liga de estanho-chumbo eutética, quando as microestruturas foram observadas com a mesma magnitude de aumento, ou seja, 2000 e 3000 vezes.

As figuras 4.14 e 4.15 apresentam a microestrutura da liga Sn62-Pb36-Ag2 de amostras que não foram submetidas ao ensaio de fadiga, e mostram as regiões da solda próximas à interface com o cobre.

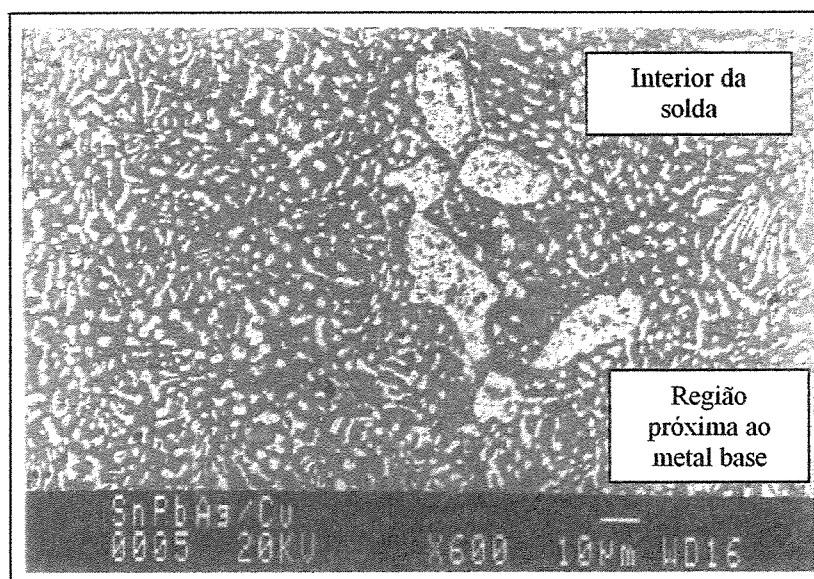


Figura 4.14 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 localizada próxima ao metal base (MEV).

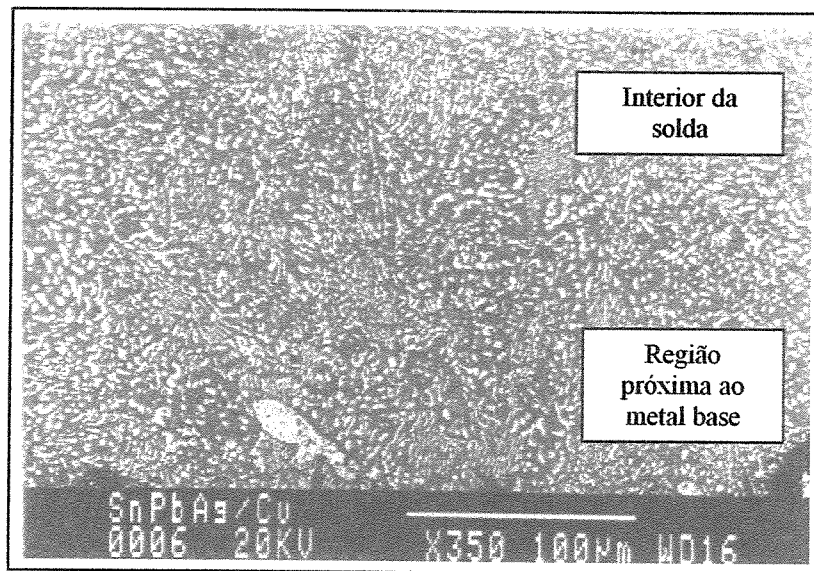


Figura 4.15 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 próxima metal base em amostra não submetida ao ensaio de fadiga (MEV).

As figuras 4.16, 4.17 e 4.18 apresentam regiões da solda Sn62-Pb36-Ag2 submetidas ao ensaio de fadiga.

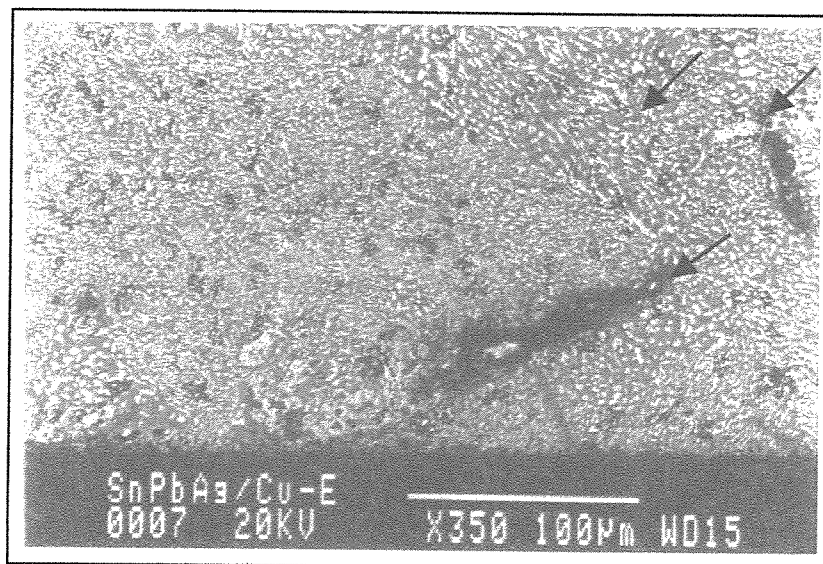


Figura 4.16 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 submetida ao ensaio de fadiga. Nota-se a presença de microtrincas e alterações na microestrutura (MEV).

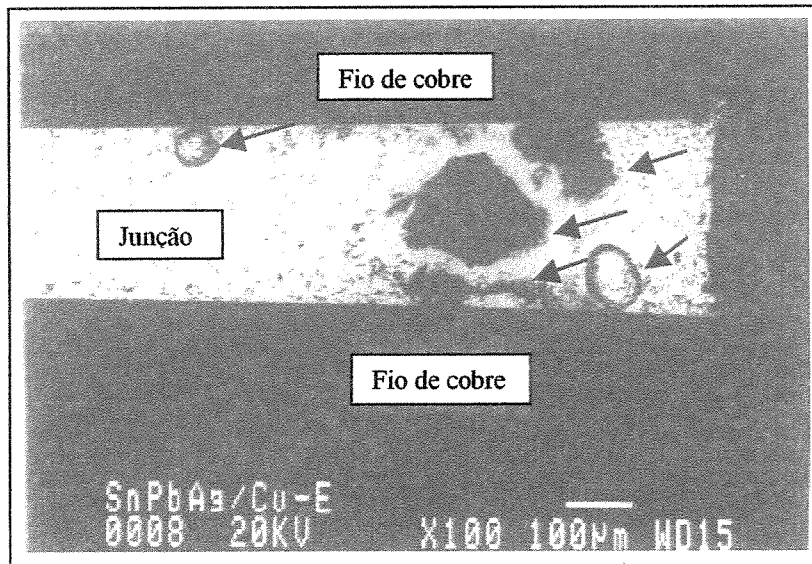


Figura 4.17 - Região da solda Sn62-Pb36-Ag2 após a amostra ter sido submetida ao ensaio de fadiga. Observa-se grandes poros na solda (MEV).

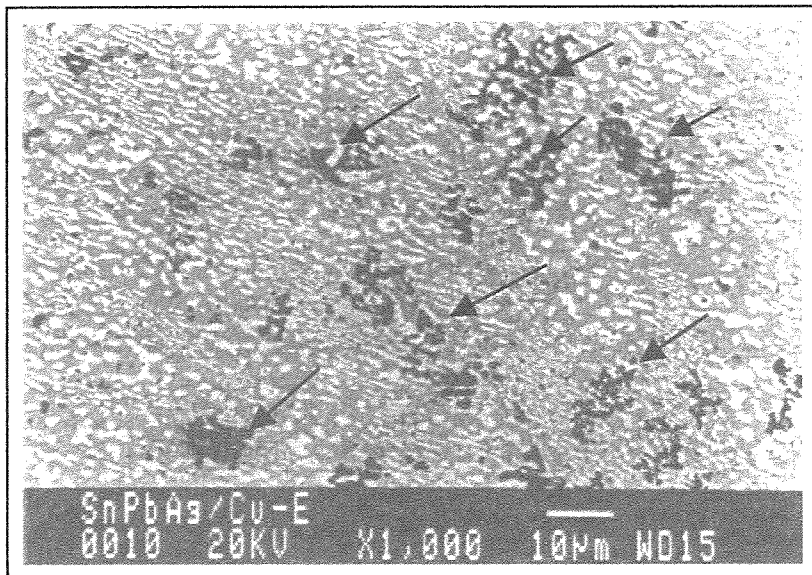


Figura 4.18 - Região da solda de Sn62-Pb36-Ag2 submetida ao ensaio de fadiga. Nesta magnitude de aumento, observa-se a presença de muitos poros na microestrutura (MEV).

Nas figuras 4.16, 4.17 e 4.18 pode-se observar a presença de poros que se formaram no interior da região da solda.

4.2.3 Liga Sn42-Bi58

A figura 4.19 e 4.20 apresentam as junções de fios de cobre soldados com a liga eutética Sn42-Bi58. Estas amostras não foram submetidas ao ensaio de fadiga. Observa-se uma grande quantidade de poros na região da solda e na interface do metal base com a liga de solda. Na figura 4.20 observa-se um defeito no metal base (esse defeito foi raramente observado no metal base de outros corpos de prova), e não deve ter afetado os resultados dos ensaios, considerando que nenhum corpo de prova submetido aos ensaios de tração ou de fadiga apresentaram ruptura do metal base.

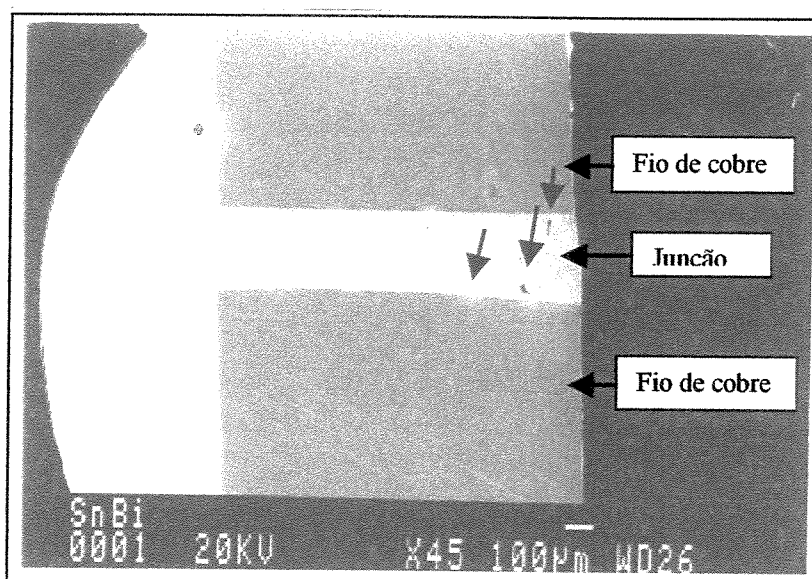


Figura 4.19 - Junção de cobre com a liga Sn42-Bi58 apresentando amostra não submetida ao ensaio de fadiga. Nota-se a presença de poros que se formaram durante a soldagem (MEV).

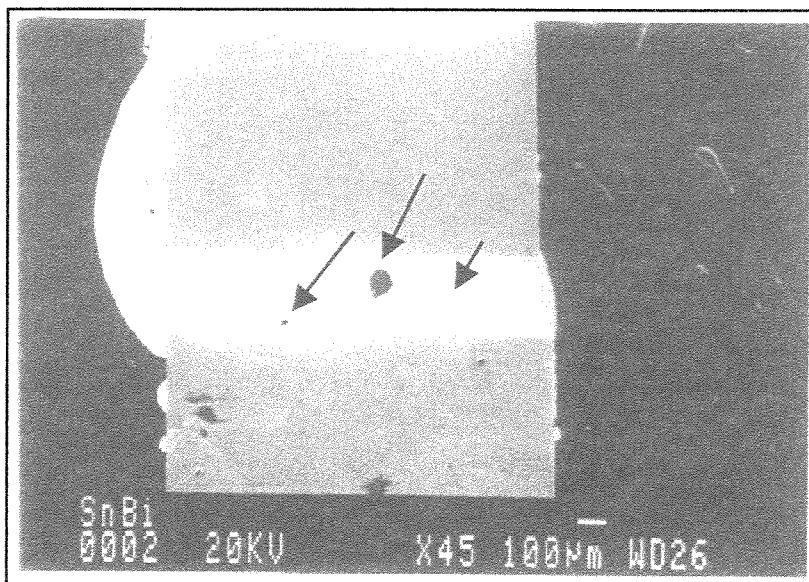


Figura 4.20 - Outro de corpo de prova embutido, apresentando a junção de cobre com a liga Sn42-Bi58. Observa-se a formação de poros na junção não submetida ao ensaio de fadiga (MEV).

As figuras 4.21, 4.22, 4.23 e 4.24 mostram a microestrutura da liga de Sn42-Bi58 obtida neste trabalho, não submetidas a ensaios de fadiga, com aumentos de 600, 1000, 2000 e 3000 vezes respectivamente. O aumento de 2000 vezes permitiu a observação de microporos na estrutura, que ficaram mais evidentes com o aumento de 3000 vezes, como poder ser observado na figura 4.24.

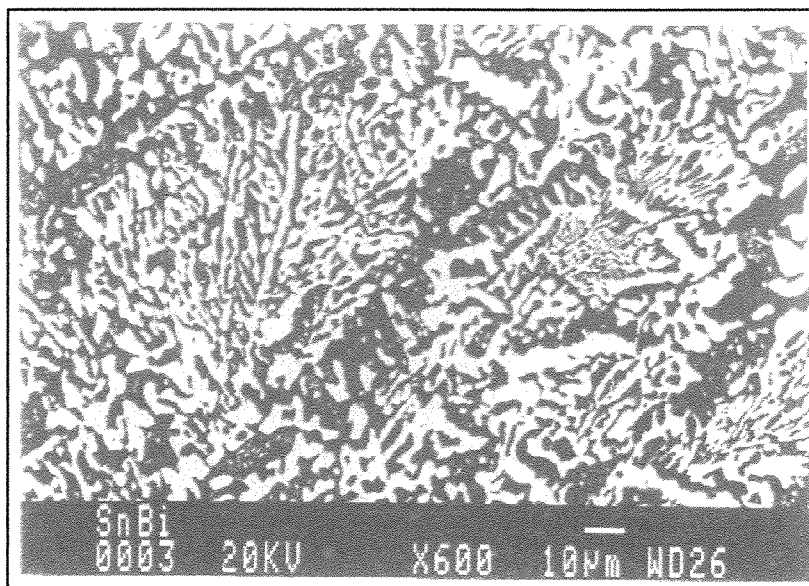


Figura 4.21 - Região de liga Sn42-Bi58 não submetida ao ensaio de fadiga (MEV).

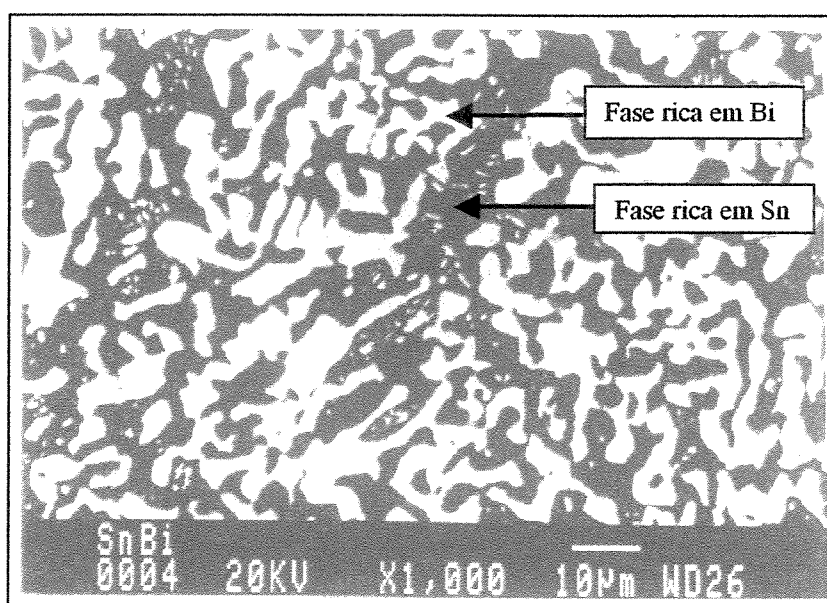


Figura 4.22 - Região de liga Sn42-Bi58 não submetida ao ensaio de fadiga. São apresentadas as fases ricas em Sn e em Pb (MEV).

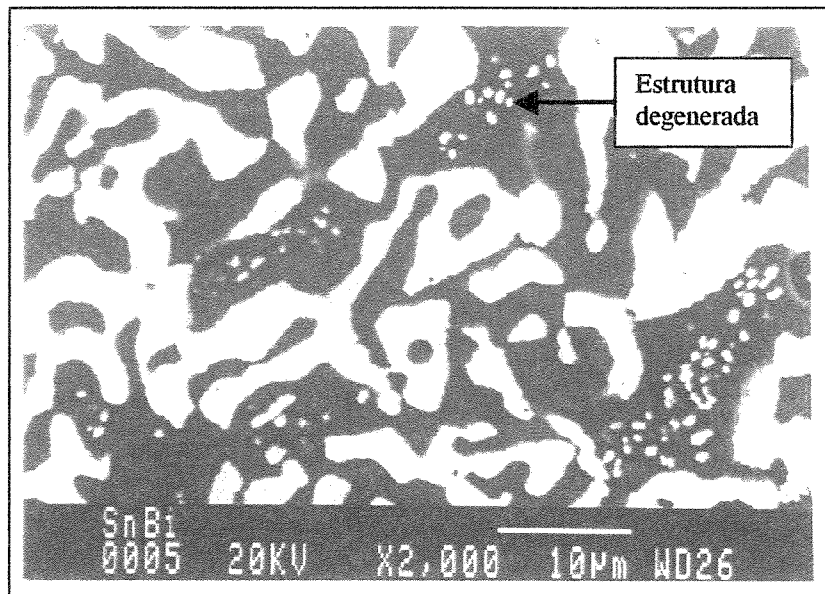


Figura 4.23 - Região de liga Sn42-Bi58. Observa-se a estrutura degenerada (MEV).

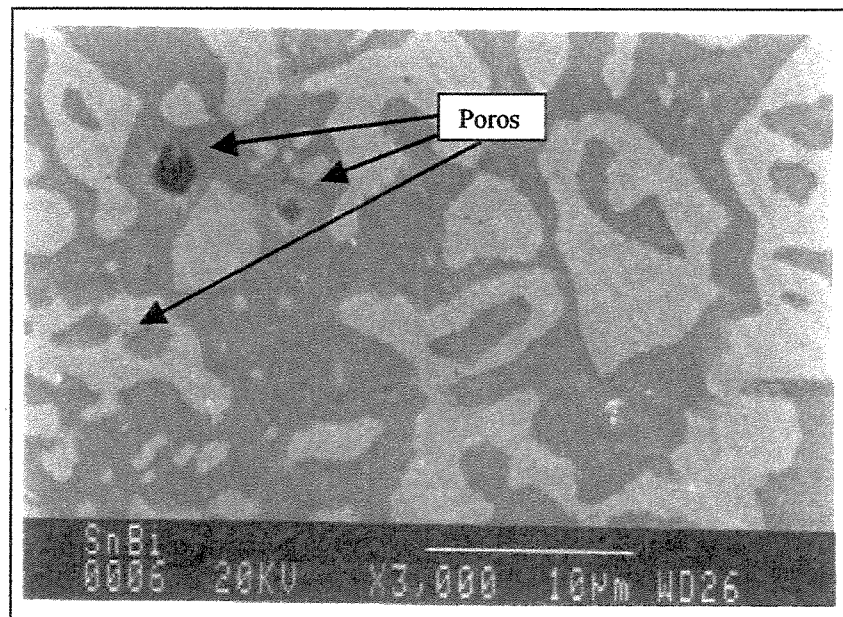


Figura 4.24 - Região de solda da liga Sn42-Bi58 não submetida ao ensaio de fadiga. Observa-se a presença de porosidade (MEV).

A figura 4.25 e 4.26 apresentam corpos de prova submetidos aos ensaios de fadiga e que resistiram a 200.000 ciclos. Pode-se observar na figura 4.25 a presença de um grande poro na região da solda e na figura 4.26 existem alguns poros.

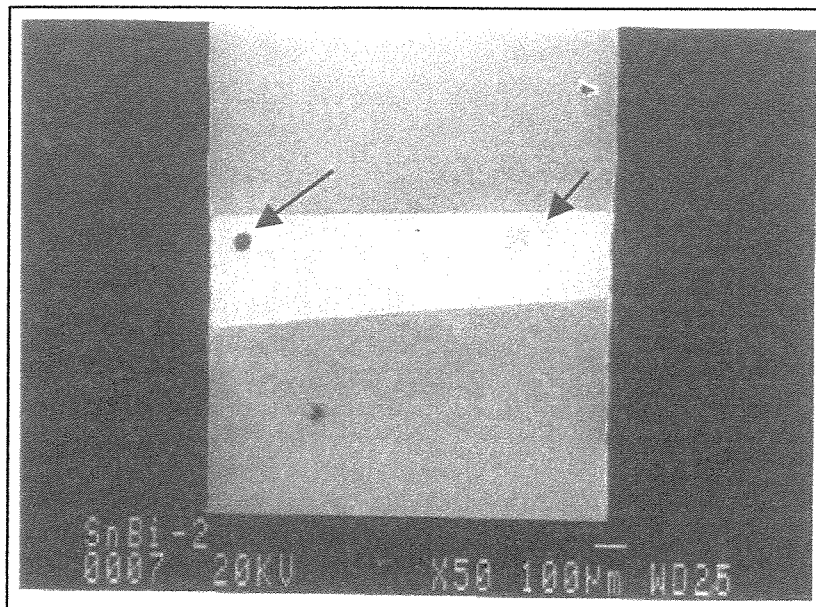


Figura 4.25 - Região de liga Sn42-Bi58, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. Nota-se a presença de poros na amostra submetida ao ensaio de fadiga (MEV).

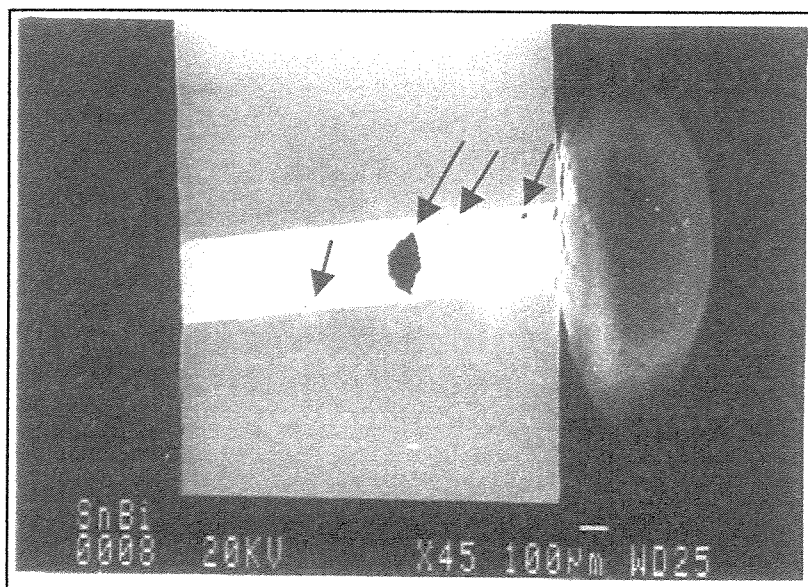


Figura 4.26 - Região de solda da liga Sn42-Bi58, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. Pode-se observar a presença de poros e de um vazio no interior da solda (MEV).

As micrografias obtidas para amostras submetidas aos ensaios de fadiga são apresentadas pelas figuras 4.27, 4.28, e 4.29. Provavelmente a microestrutura da liga de Sn42-Bi58 não sofreu modificação significativa no tamanho das fases, o que pode ser notado comparando-se as figuras 4.23 e 4.28, e foi observado um aumento do número de poros nos corpos de prova ensaiados em fadiga, como mostra a região soldada com aumento de 3000 vezes, conforme figura 4.29.

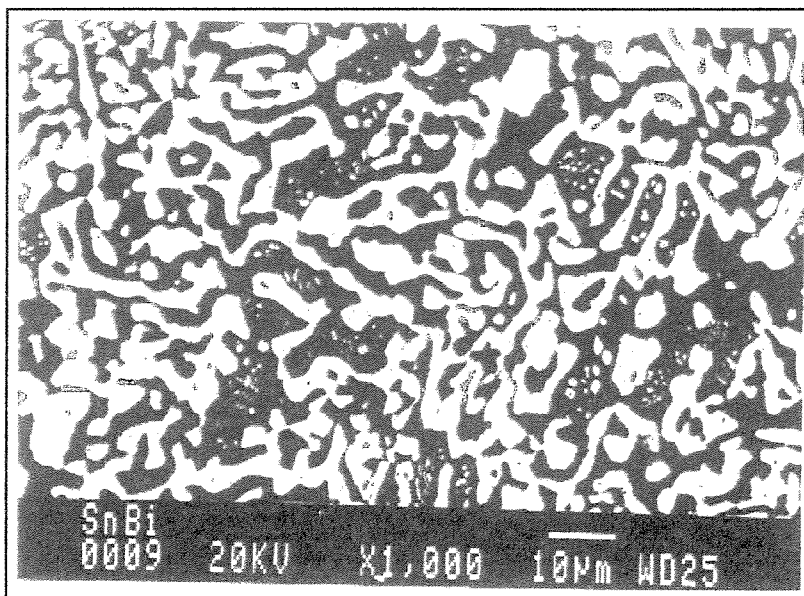


Figura 4.27 - Região da liga Sn42-Bi58 em corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga (MEV).

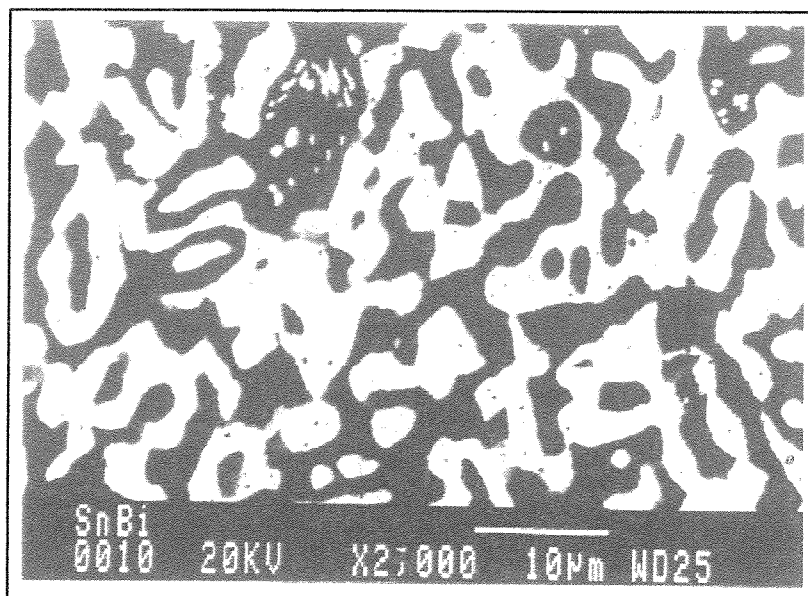


Figura 4.28 - Região de liga Sn42-Bi58 para um corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga (MEV).

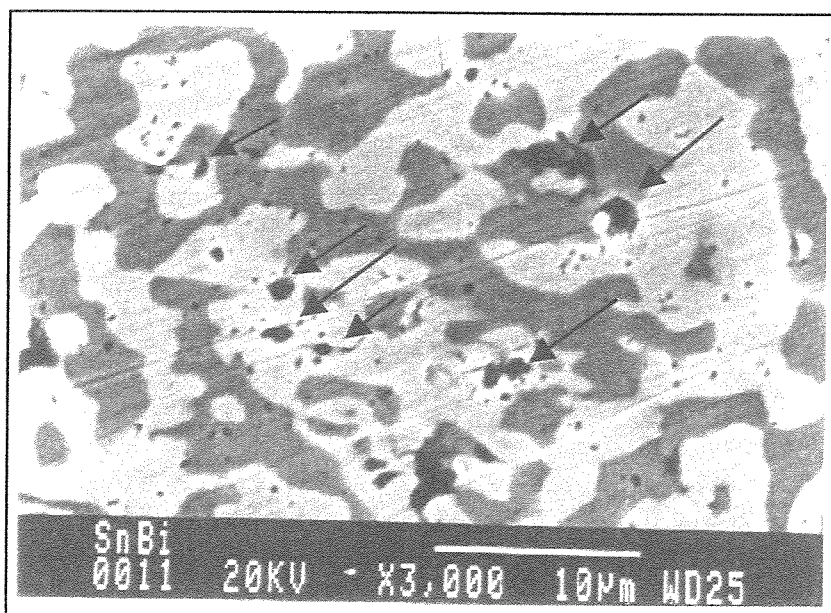


Figura 4.29 - Região de liga Sn42-Bi58, corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga. Nota-se uma grande quantidade de poros na solda (MEV).

Segundo Glazer (1995), a microestrutura da liga Sn42-Bi58 é lamelar apresentando-se degenerada nos contornos dos grãos eutéticos (regiões de alinhamento lamelar), para todas as

taxas moderadas de resfriamento. Neste trabalho a estrutura degenerada pode ser observada nas figuras 4.22 e 4.23, apresentadas anteriormente.

A composição química da região da solda foi obtida por EDS. A análise foi realizada utilizando as imagens obtidas por MEV, usando um feixe de elétrons retroespalhados. Foram definidas algumas áreas de interesse para obter as composições químicas das fases escura e clara. A escura continha maior teor de estanho e a clara possuía maior teor de bismuto.

Os resultados da composição química em peso dos elementos presentes na liga encontram-se na tabela 4.4.

Tabela 4.4 - Composição química encontrada para diferentes regiões da solda de Sn42-Bi58 obtida por EDS-MEV.

Liga Sn42-Bi58	Sn(%peso)	Bi(%peso)
Fase clara	2,26	97,74
Fase escura	97,92	2,08

Conforme Glazer (1995) as fases em equilíbrio são bismuto e estanho, sendo que o bismuto apresenta significativa solubilidade no estanho na temperatura eutética, deste modo, quando a liga esfria, o bismuto precipita na fase de estanho.

Observa-se na tabela 4.4 que a fase clara era rica em bismuto contendo pequena quantidade de estanho. A fase escura era rica em estanho e continha um pouco de bismuto disperso.

4.3 Análises por termogravimetria (TGA) e por calorimetria de varredura diferencial (DSC)

Segundo Glazer (1995), a temperatura de fusão é uma característica crítica da solda nas aplicações práticas de junções, pois ela determina a temperatura máxima de operação do sistema e a temperatura mínima durante o processo de soldagem para que os componentes não sejam danificados. Considerando a citação de Elgelmaier (1989), a variação de temperatura esperada para um equipamento eletrônico em serviço, por exemplo, em uma estação de trabalho, é de aproximadamente 70°C, e esta pode ser muito menor para montagens inseridas em computadores (Engelmaier, 1989 *apud* Glazer, 1995).

Os componentes eletrônicos soldados sobre superfície suportam geralmente uma temperatura máxima de 260°C durante a soldagem segundo Parekh (1996) e as ligas de solda utilizadas possuem sempre uma temperatura de fusão abaixo deste limite. A tabela 4.5 apresenta a temperatura de fusão de alguns elementos puros e das ligas para soldas formadas com estes elementos.

Tabela 4.5 - Temperatura de fusão dos elementos e de suas ligas.

Elemento/Liga de solda	Temperatura de fusão(°C)	Referências Bibliográficas
Sn	232	Vianco,1995; King, 1988
Pb	327,4	Smith, 1993
Ag	961,9	King,1988; Carapella, Jr., 1993
Bi	271,4	Carapella, Jr.,1993
Sn63-Pb37	183	Vianco,1995; King, 1988; Hampshire, 1998
Sn62-Pb36-Ag2	179	Vianco, 1995
Sn42-Bi58	138	Vianco, 1995; Harris & Whitmore, 1993

As análises de DSC e de TGA realizadas nas pastas de solda tiveram como objetivo a caracterização das temperaturas de fusão das soldas e o desprendimento de gases voláteis que pode ocorrer durante a soldagem dos componentes sobre superfície, respectivamente. Segundo

Seelig (2001) para a tecnologia de soldagem sobre superfície (SMT) a temperatura requerida no processo de soldagem deve estar entre 215-235°C.

Para as análises térmicas, neste trabalho, a temperatura inicial foi igual a 25°C e a final de 300°C. O intervalo de temperatura foi escolhido considerando a observação de Seelig (2001) sobre a temperatura requerida no processo de soldagem e levando em conta que a soldagem inicia-se à temperatura ambiente. Outro fato de importância que influenciou na escolha da faixa de temperatura foi o limite de 260°C como temperatura máxima a que a montagem pode ser exposta durante o processo de soldagem, que conforme comenta Parekh (1996), esta é a condição necessária para não danificar os componentes eletrônicos. Durante o processo de soldagem, a liga de solda se funde e os gases voláteis provenientes do aquecimento de fluxos e compostos orgânicos presentes na formulação da pasta de solda são eliminados no interior do forno de aquecimento, e estes são posteriormente expulsos para o meio ambiente por uma chaminé. Alguns gases podem ficar aprisionados na solda fundida, produzindo como consequência poros na solda solidificada.

O aquecimento de diferentes amostras de ligas de solda foi realizado por duas vezes usando os mesmos limites de temperatura inferior e superior descritos. O segundo aquecimento permitiu avaliar se houve variação no equipamento de medição durante o primeiro aquecimento e observar se haveria um desprendimento adicional de gases voláteis durante o mesmo.

Neste trabalho, as amostras das ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 foram aquecidas a 10°C/min., a mesma taxa de aquecimento descrita nos trabalhos dos pesquisadores Wu (2000) e Bradley e Hranisavljevic (2001), citados na revisão bibliográfica.

As curvas termogravimétricas e curvas de DSC obtidas para todas as amostras encontram-se nos anexos I e II, respectivamente.

Os valores para as perdas de massa (%) obtidos dos termogramas encontram-se na tabela 4.6.

Tabela 4.6 - Valores obtidos para as perdas de massa para as diferentes ligas.

Ligas de solda	Perda de massa (%)
Sn63-Pb37	5,62
Sn62-Pb36-Ag2	5,21
Sn42-Bi58	5,69

Pode-se observar na tabela 4.6 que os valores de perda de massa para as amostras de pasta de solda de Sn63-Pb37 e de Sn42-Bi58 foram muito próximos e, portanto, a pasta de solda de Sn62-Pb36-Ag2 perdeu menos massa, isto é, entre 25 e 300°C esta pasta de solda eliminou menos gases voláteis. Os resultados da perda de massa confirmaram o que foi observado nos corpos de prova que tiveram a região da junção rompida pelos ensaios de tração; o interior da região da solda confeccionada com a liga Sn62-Pb36-Ag2 apresentou a menor incidência de poros, quando comparada com as outras duas ligas usadas. As junções confeccionadas com as ligas Sn63-Pb37 apresentaram menor ocorrência de poros que as soldadas com a liga de Sn42-Bi58, sendo que a primeira apresentou poros pequenos espalhados na superfície da solda, e na liga de bismuto, poros maiores se formaram, estes localizados no centro da região da solda. A ocorrência de poros foi principalmente observada em superfícies de corpos de prova que se romperam quando submetidos aos ensaios de tração.

Conforme afirma Hwang (1996) não existe uma explicação sobre a correlação entre a formação de poros e uma molhagem pobre, especialmente para juntas de solda tipo sanduíche, que possuem duas chapas metálicas sobrepostas por exemplo. Comenta ainda que uma boa molhagem é um pré-requisito para obter juntas de solda com uma mínima quantidade de poros. Cita a pesquisadora que a incompleta degasagem dos materiais voláteis existentes na formulação da pasta de solda tem como consequência o aprisionamento destes no interior da junta, que darão origem a poros na solda, sendo que este processo está relacionado com a química dos fluxos e pasta, fluidez da liga e com a geometria da solda.

Os resultados obtidos para as análises térmicas por termogravimetria para as ligas de estanho estudadas neste trabalho estão de acordo com as observações de Hwang (1996), considerando que a pasta Sn62-Pb36-Ag2 apresentou a menor perda de massa (5,21%) e a menor quantidade de poros, possivelmente pela melhor molhagem do material base. Os valores obtidos

para a perda de massa das ligas Sn63-Pb37 e Sn42-Bi58 foram 5,62% e 5,69% respectivamente, resultados muito similares. Os corpos de prova soldados com a liga Sn63-Pb37 apresentaram poros pequenos, espalhados na região da solda. A soldagem dos corpos de prova com a liga Sn42-Bi58 foi mais difícil de realizar, provavelmente pela fato desta liga precisar de um fluxo mais forte para diminuir a oxidação do bismuto, bem como pela maior fluidez da liga, sendo que poros maiores se formaram, centralizados na região da solda.

A análise termogravimétrica da pasta de solda de Sn42-Bi58 ajuda a explicar o resultado obtido para os ensaios de tração dos corpos de prova soldados com esta liga. Foram observados muitos vazios ou poros na junção de cobre com a liga de estanho-bismuto, que podem ter ocorrido pela apreensão do fluxo inerente à pasta de solda no interior da junção, o que pode explicar o elevado desvio padrão encontrado. A presença de poros na junção pode diminuir a resistência à tração da mesma devido à redução da área ensaiada, o que justifica o menor valor encontrado para a resistência à tração.

As temperaturas para “onset” (°C) obtidas das curvas de DSC para as ligas estudadas estão na tabela 4.7.

A temperatura de “onset” obtida das análises de DSC é considerada o início da transformação de fase que ocorre na liga e que resulta na sua fusão.

Tabela 4.7 - Valores obtidos para as perdas de massa para as diferentes ligas.

Ligas de solda	Temperatura “onset” (°C)
Sn63-Pb37	1º aquecimento 179,6
	2º aquecimento 179,6
Sn62-Pb36-Ag2	1º aquecimento 175,7
	2º aquecimento 175,6
Sn42-Bi58	1º aquecimento 136,2
	2º aquecimento 135,3

O valor médio obtido para “onset” da liga Sn63-Pb37 foi igual a 179,6°C. A análise de DSC permite afirmar que a liga usada possuía a temperatura de fusão próxima à da literatura e da estipulada pelo fabricante que é igual a 183°C. A liga de Sn62-Pb36-Ag2 apresentou uma

temperatura média de 175,7°C e valor da literatura é de 179°C, e para a liga Sn42-Bi52 para a qual foi obtido o valor médio de 135,8°C, conforme a análise de DSC, a literatura cita o valor de 138°C para esta liga.

Comparando-se as temperaturas observadas para o primeiro aquecimento e para o segundo aquecimento advindas dos valores de “onset” das curvas de DSC, os valores obtidos para as temperaturas de fusão encontram-se alguns graus abaixo do estabelecido para as ligas na literatura especializada, estas diferenças são consideradas normais.

Esses resultados associados à análise da composição química da região de solda de todas as ligas permitem afirmar que as ligas não continham elementos contaminantes em quantidades significativas.

Como comenta Hampshire (1998), a presença de impurezas nas ligas de solda usadas poderia afetar as propriedades de molhabilidade, fluência dentro da junção, temperatura de fusão, resistência da junção e características de oxidação das ligas de solda (Hampshire, 1998).

4.4 Ensaio de microdureza

A microdureza Vickers das ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58, presentes nas junções de cobre de 0,30mm de espessura, não submetidas ao ensaio de fadiga, analisadas a 25°C neste trabalho apresenta-se na tabela 4.8. A liga Sn63-Pb37 foi a única liga que foi analisada após o ensaio de fadiga, isto porque na solda de Sn62-Pb36-Ag2 houve o aparecimento de muitas microtrincas e na liga Sn42-Bi58 formaram-se poros no interior da região da solda, dificultando a realização das medidas e que poderiam influenciar nos resultados.

Tabela 4.8 - Microdureza Vickers das diferentes ligas de estanho analisadas.

Liga de solda	Microdureza Vickers (HV)
Resultado de 6 medidas	
Sn63-Pb37	10,1 ± 0,9
não ensaiada	
Sn63-Pb37	7,9 ± 0,4
Ensaiada	
Sn62-Pb36-Ag2	12,2 ± 0,9
Sn42-Bi58	15,3 ± 0,9

Nota-se na tabela 4.8 pelos valores obtidos para a microdureza da liga Sn63-Pb37 não ensaiada e da submetida ao ensaio de fadiga que houve uma pequena alteração na dureza da solda. Os valores foram próximos, mas podem indicar que ocorreu o amolecimento cíclico do material, sendo necessário um estudo mais aprofundado para avaliar este aspecto. O valor encontrado na literatura para a microdureza da liga eutética de estanho-chumbo foi 16HV conforme cita King (1988). A ordem de grandeza do valor encontrado na literatura especializada é a mesma que a obtida no presente trabalho para a liga Sn63-Pb37, e a divergência nos valores pode ter ocorrido possivelmente pelas diferenças microestruturais dos materiais analisados (Grigoletto *et al.*, 2002b).

Tomlinson & Collier (1987) mediram a microdureza das ligas Sn63-Pb37 fundida e solidificada em chapas e de Sn42-Bi58 fundida, solidificada e prensada em chapa para serem inseridas em junções de cobre e de latão e obtiveram $19,4 \pm 0,3\text{HV}$ e $23,2 \pm 0,5\text{HV}$ para as ligas, respectivamente.

As diferenças nos valores da microdureza obtidas neste trabalho e nas pesquisas de Tomlinson e Collier (1987) podem ser devidas às diferenças na microestrutura das ligas, dado que os processos de obtenção foram muito diferentes.

A figura 4.30 mostra uma das impressões realizadas na amostra de Sn63-Pb37 para obter a microdureza Vickers.

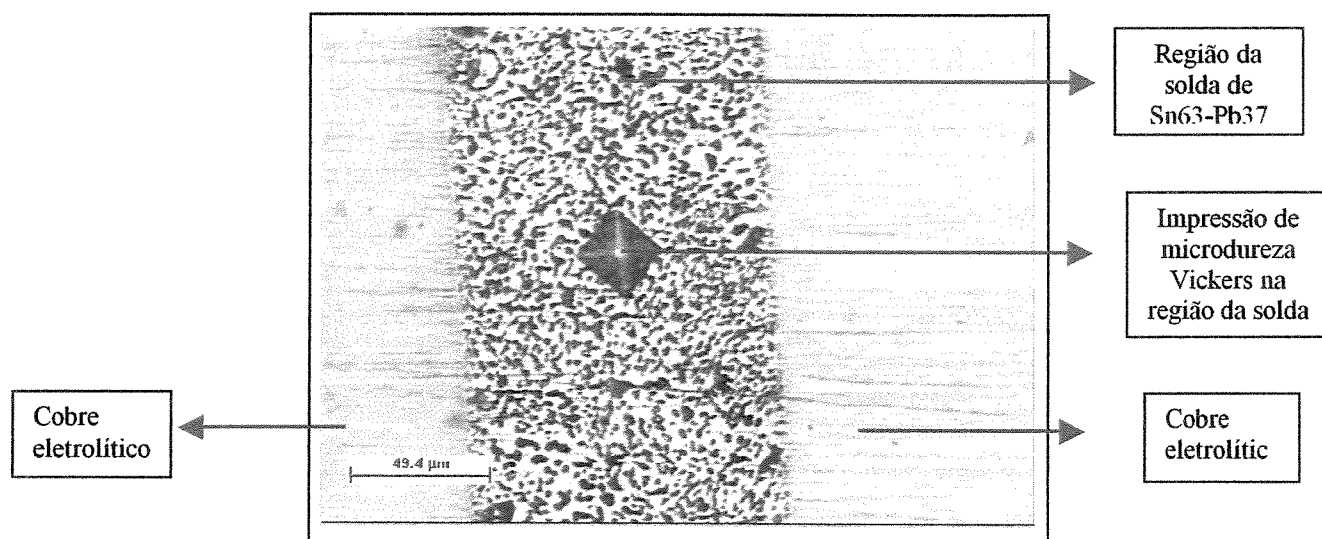


Figura 4.30 - Microestrutura e impressão de microdureza Vickers na região da solda Sn63-Pb37 submetida ao ensaio de fadiga (MO).

Para os corpos de prova que não foram submetidos aos ensaios de fadiga, as impressões foram feitas sobre as fases contendo estanho e chumbo simultaneamente, para obtenção da microdureza da liga Sn63-Pb37. Nos corpos de prova soldados com a liga eutética de estanho-chumbo submetidos ao ensaio de fadiga, as impressões foram feitas no interior dos canais ou veios formados na fase rica em estanho, como apresentado na figura 4.5, e compreenderam as duas fases simultaneamente. As impressões realizadas nas ligas Sn63-Pb37 e Sn62-Pb36-Ag2 apresentaram bordas em ângulo reto, bem definidas, enquanto que as realizadas na liga Sn42-Bi58 tiveram as bordas arredondadas e houve o surgimento de microtrincas nos vértices da impressão, pois este material é mais frágil o que está de acordo com Tomlinson & Collier (1987).

A microestrutura observada na figura 4.30 foi obtida usando um microscópio óptico. Utilizando este equipamento, a região rica em estanho é a região clara, e a região contendo chumbo é a escura, o inverso do que é observado com o microscópio eletrônico de varredura.

4.5 Ensaio de tração

Considerando que as juntas de solda formam ambas as conexões elétricas e mecânicas numa montagem soldada, suas características mecânicas são essenciais para o desempenho da sua função. As propriedades mecânicas de um material descrevem sua resposta à tensões e deformações impostas externamente (Logsdon *et al.*, 1990; Glazer, 1995; Abtew & Selvaduray, 2000).

Os resultados obtidos neste trabalho para a resistência à tração dos corpos de prova de cobre sem junção e para os corpos de prova de cobre contendo a junção de solda com espessura de 0,30mm realizada com as ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 estão apresentados na tabela 4.9. O resultado obtido para os ensaios de tração de corpos de prova de cobre com a junção de 0,15mm realizada com a liga Sn63-Pb37 também foi incluída na tabela 4.9.

Tabela 4.9 - Resultados de ensaios de tração para a junção de cobre com as ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58.

Materiais utilizados	Diâmetro do fio de cobre (mm)	Espaçamento de junção (mm)	Taxa de deformação (s⁻¹)	Resistência à tração (MPa)	Desvio padrão (MPa)
Cobre	1,6		2.10^{-4}	488	9
Sn63-Pb37	1,6	0,30	$3,3.10^{-2}$	93	8
Sn62-Pb36-Ag2	1,6	0,30	$3,3.10^{-2}$	101	1
Sn42-Bi58	1,6	0,30	$3,3.10^{-2}$	79	15
Sn63-Pb37	1,6	0,15	$6,7.10^{-2}$	131	22

A figura 4.31 mostra um exemplo de uma curva da força em função do deslocamento, obtida no ensaio de tração de um dos corpos de prova de cobre soldado com a liga eutética de estanho-chumbo, sendo a espessura de junção de 0,30mm.

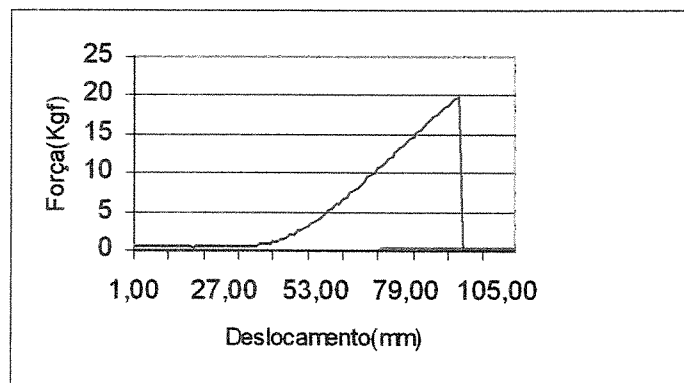


Figura 4.31 - Curva da força em função do deslocamento para a liga de solda Sn63-Pb37.

A figura 4.32 apresenta uma curva do número de corpos de prova de cobre, sem a junção, e a resistência à tração correspondente a cada corpo de prova de cobre ensaiado.

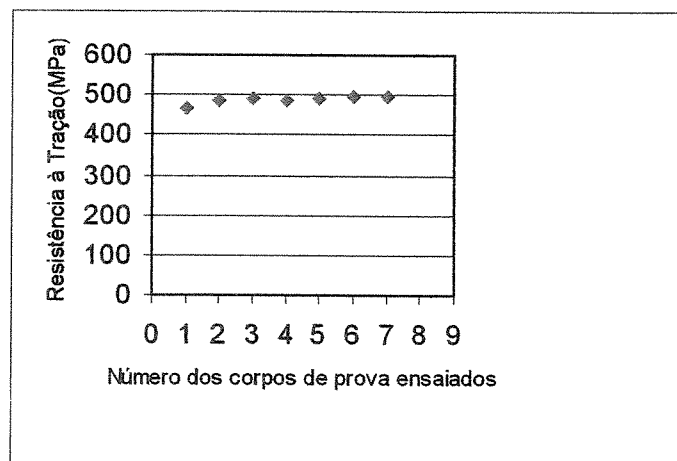


Figura 4.32 - Número dos corpos de prova e a resistência à tração correspondente a cada amostra. Resultados dos ensaios de tração do cobre sem junção.

A figura 4.33 apresenta uma curva do número de corpos de prova e a resistência à tração correspondente a cada corpo de prova de cobre soldado com a liga eutética de estanho-chumbo, com a junção de 0,30mm de espessura.

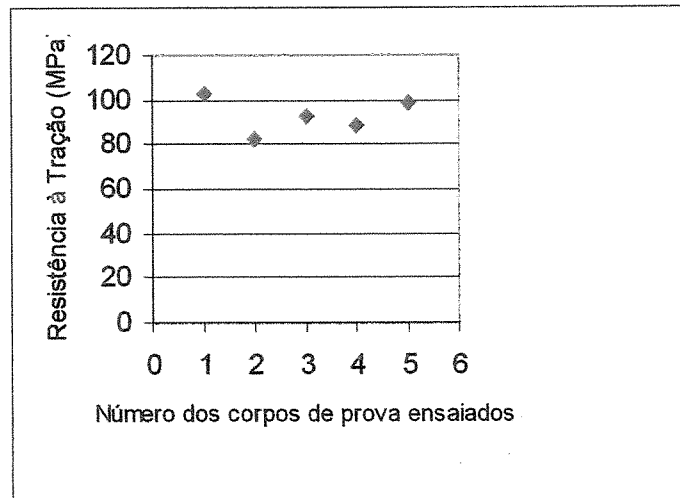


Figura 4.33 - Número dos corpos de prova e a resistência à tração correspondente a cada amostra. Resultados dos ensaios de tração do cobre contendo a junção de 0,30mm realizada com a liga Sn63-Pb37. Curvas semelhantes foram obtidos para as ligas Sn62-Pb36-Ag2 e para Sn42-Bi58 (Grigoletto *et al.*, 2002a).

O valor médio do limite de resistência à tração obtido para o ensaio de tração para os sete corpos de prova de cobre foi igual a 488 MPa e desvio padrão de 9 MPa e para os cinco corpos de prova soldados com a liga de Sn63-Pb37 foi igual a 93 MPa e desvio padrão de 8 MPa.

Os ensaios de tração realizados nos corpos de prova do cobre apresentaram como resultado 488 MPa, muito superior ao obtido para os corpos de prova contendo as junções soldadas com as ligas. Os valores demonstram que a junção é o local onde ocorrerá o rompimento dos corpos de prova quando do ensaio de tração, por ser a parte com menor resistência mecânica do sistema formado por cobre/solda/cobre. A resistência à tração do cobre é, em média, 5,2 vezes maior que a da junta soldada. A menor resistência mecânica da junta soldada pode ser explicada considerando as diferenças físico-químicas e de propriedades mecânicas existentes entre os materiais, bem como as diferenças de rugosidade superficial, defeitos presentes na solda, problemas de molhagem do substrato pela solda (Grigoletto *et al.*, 2003b).

Com respeito às ligas de solda, quando são realizadas medidas das propriedades de tração da liga de solda maciça, os resultados dependem grandemente dos processos de fundição e das condições estabelecidas para o ensaio (Rack & Maurin, 1974; Hampshire, 1998).

Logsdon e colaboradores (1990) investigaram uma série de propriedades mecânicas isotérmicas e mecanismos de fratura em ligas de solda maciças para observar se o comportamento das ligas de solda sob cisalhamento induzido por fadiga térmica pode ser simulado por medidas de parâmetros dos materiais. Os ensaios isotérmicos forneceram amostras para avaliar a influência da microestrutura no processo de falha. Os pesquisadores afirmam que estes dois objetivos são importantes, porque não somente existem poucos dados com respeito ao comportamento de fratura das soldas, mas também porque o efeito do processo de soldagem e o controle da microestrutura da solda podem influenciar no desempenho das ligas de solda.

Os ensaios de tração efetuados por Logsdon (1990) foram realizados com a solda Sn63-Pb37 a -55 , 24 e 125°C , sendo que a liga foi fundida em blocos que posteriormente usinados deram origem aos corpos de prova. Os resultados obtidos para os ensaios de tração de Logsdon e colaboradores (1990) foram $28,82\text{ MPa}$ para 24°C , com velocidade de $0,127\text{ cm/min}$ e $35,03\text{ MPa}$ para 24°C , com velocidade de $1,27\text{ cm/min}$. Eles observaram que o limite de resistência à tração decresceu com o aumento da temperatura. O valor de $35,03\text{ MPa}$ está próximo do valor obtido por Thwaites & Hampshire (1976) que foi de 37 MPa para a liga fundida, apresentado abaixo.

Dados de limite de resistência à tração para amostras maciças da liga de estanho-chumbo eutética, realizados por Thwaites, Satoh e Hwang, citados por Glazer (1995) estão na tabela 4.10.

Tabela 4.10 - Dados de limite de resistência à tração para corpos de prova sem junção para liga de solda eutética Sn-Pb.

Taxa de deformação (s^{-1})	Processo	Sn63-Pb37 (MPa)	Referência bibliográfica
$2,2 \cdot 10^{-2}$	Liga fundida	55	Thwaites & Hampshire, 1976 <i>apud</i> Glazer, 1995
$1,5 \cdot 10^{-4}$	Liga fundida, Envelhecida a 25°C, por 10 dias	20	Satoh, 1993 <i>apud</i> Glazer, 1995
$8,0 \cdot 10^{-4}$	Chapa laminada a frio	56	Hwang & Vargas, 1990 <i>apud</i> Glazer, 1995
$3,3 \cdot 10^{-5}$	Liga fundida	37	Thwaites & Hampshire, 1976 <i>apud</i> Glazer, 1995

As diferenças nos valores do limite de resistência à tração ilustram a forte dependência das medidas efetuadas de ambos a microestrutura e da taxa de deformação como comenta Glazer (1995).

Como pode ser observado na tabela 4.10, os valores obtidos para a resistência à tração da liga fundida de estanho-chumbo eutética para corpos de prova maciços são menores que os encontrados para este trabalho apresentados na tabela 4.9, o que confirma a observação de Glazer (1995), que explica que os valores obtidos para a resistência à tração de corpos de prova maciços são menores que os encontrados para os corpos de prova contendo uma junção soldada com a mesma liga usada para confeccionar os corpos de prova maciços, devido à existência de uma resistência para a formação da estrição no corpo de prova contendo a junção, quando submetido ao ensaio de tração.

As propriedades mecânicas das ligas de solda fundidas, obtidas pelo ensaio de corpos de prova maciços, são úteis para dar uma indicação das propriedades mecânicas da junção, conforme Fine & Dowdell (1946), que estudaram a resistência de juntas sobrepostas de aço soldadas com vários materiais e inclusive com a liga Sn62-Pb38, usando um poço de solda fundida para inserir o metal base. Eles comentam que a adição de 2,5% de prata ao chumbo aumenta a resistência da junção.

Os pesquisadores Rack e Maurin (1974) comentam que pouco é conhecido sobre o comportamento das soldas solidificadas rapidamente, que são submetidas a ensaios de tração. Eles estudaram a importância da variação no tamanho de grão inicial presente na microestrutura da liga de solda Sn64-Pb36 fundida sobre seu comportamento e compararam os resultados com os obtidos para ligas de estanho-chumbo envelhecidas. O tamanho de grão médio L foi definido como o caminho livre médio entre as ilhas ricas em chumbo dentro da solda. Eles utilizaram dois métodos para obter os corpos de prova, em um, a solda foi despejada em um molde de alumínio, permitindo o resfriamento até a temperatura ambiente com circulação de ar ou salmoura gelada; em outro, os corpos de prova foram fundidos à vácuo. Os ensaios de tração foram realizados com uma taxa de deformação igual a $6,7 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$, inclusive para as amostras envelhecidas por 30 dias a 25°C. Os valores obtidos nos ensaios de tração indicaram que o comportamento de tração da solda de estanho-chumbo solidificada rapidamente é extremamente sensível a mudanças na microestrutura, sendo que uma variação no tamanho de grão na faixa de $1,5 \mu\text{m} \leq L \leq 2,2 \mu\text{m}$ pode levar a uma variação de 100% na resistência mecânica da solda (Rack & Maurin, 1974).

A resistência à tração típica de uma junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37 encontrada na literatura especializada é de 200 MPa, segundo o trabalho de Rhines e Anderson (1941) (Gonser, 1961; Hampshire, 1998).

Nos estudos realizados por Rhines e Anderson (1941) a liga de solda Sn63-Pb37 foi obtida a partir dos metais puros, fundidos em um cadinho de grafite, sendo as juntas confeccionadas com barras de cobre soldadas com esta liga submetidas aos ensaios de tração. Esses pesquisadores ensaiaram junções constituídas por duas barras de cobre de 19,1mm de diâmetro, usinadas no topo, que foram fixadas topo a topo a uma distância pré-determinada. A liga de estanho-chumbo foi aquecida 60°C acima do ponto de fusão da solda, o fluxo foi aplicado no topo das barras e imediatamente a liga de solda fluiu entre as barras. Cinco corpos de prova foram rompidos em uma máquina de tração e o desvio padrão não foi maior que 10%. As amostras que se fraturaram através da solda apresentaram maior resistência à tração que as que fraturaram na interface entre a solda e o cobre. Os pesquisadores Rhines e Anderson não comentaram a taxa de deformação que usaram nos ensaios de tração para obter a resistência à

tração da junção de cobre com a liga Sn63-Pb37, usando um espaçamento de 0,13mm. O valor foi igual à 200 MPa (Rhines & Anderson, 1941; Gonser, 1961; Hampshire, 1998).

Segundo descreve posteriormente o pesquisador Wild (1974, 1975), para seu trabalho foi utilizada a junção de cobre com a liga Sn63-Pb37 e foram realizados ensaios de tração em corpos de prova cilíndricos com diâmetro do fio igual a 1,9mm e espaçamento de 0,25mm, e o valor encontrado para a resistência à tração a 25°C, usando uma taxa de deformação de $3,3 \cdot 10^{-2} \text{s}^{-1}$, foi igual a 113,8 MPa. A soldagem dos corpos de prova foi realizada com o auxílio de um suporte de fixação para manter o espaçamento e o alinhamento das partes dos mesmos. Um fluxo médio ativado foi utilizado e as junções foram introduzidas na solda fundida no sentido vertical.

Conforme pode ser observado na tabela 4.11, comparando-se os resultados de resistência à tração obtidos neste trabalho para a liga eutética de estanho-chumbo, em que a taxa de deformação foi de $3,3 \cdot 10^{-2} \text{s}^{-1}$ com os encontrados na literatura, descritos por Rhines e Anderson (1941) e Wild (1974, 1975), observa-se que o espaçamento da junção influencia na resistência à tração, constatando-se para um maior espaçamento ocorre uma diminuição da resistência à tração da junção.

Tabela 4.11- Ensaios de tração realizados com a junção soldada com a liga Sn63-Pb37.

Materiais da Junção	Diâmetro (mm)	Espaçamento da junção (mm)	Resistência à tração (MPa)	Taxa de deformação (s^{-1})	Referências bibliográficas
Cobre/Sn63-Pb37	19,1	0,13	200	Não comentaram	Rhines e Anderson
Cobre/Sn63-Pb37	1,9	0,25	114	$3,3 \cdot 10^{-2}$	Wild
Cobre/Sn63-Pb37	1,6	0,30	93	$3,3 \cdot 10^{-2}$	Este trabalho
Cobre/Sn63-Pb37	1,6	0,15	131	$6,7 \cdot 10^{-2}$	Este trabalho

Esta pesquisa apresentou resultados coerentes com as observações dos pesquisadores Rhines e Anderson (1941) que comentam que em geral existe uma espessura de junção ótima nas vizinhanças de 0,13mm, onde a maior resistência à tração é obtida, acima desta espessura, a resistência cai rapidamente. O resultado obtido neste trabalho está coerente com a observação que a diminuição da espessura aumenta a resistência à tração, considerando o valor de 131 MPa com desvio padrão de 22 MPa, obtido para a junção com espessura de 0,15mm, embora comparando-se valores encontrados para diferentes taxas de deformação.

Rhines e Anderson (1941) comentam ainda que menores resistências à tração encontradas em juntas menos espessas que 0,08mm, incluem nos resultados a dificuldade de obter uma junção perfeita. O elevado desvio padrão (22 MPa) obtido para a resistência à tração da junção de 0,15 mm de espessura pode ter sido devido à formação de maior número de poros no interior da região de solda, considerando que o menor espaçamento levou a uma maior dificuldade para o depósito da pasta de solda entre os fios de cobre. Segundo os pesquisadores, a resistência à tração da junta soldada é criticamente dependente da espessura de camada de solda, e em menor proporção, o tempo de aquecimento também influencia a resistência da junção.

Comparando-se o resultado obtido para a resistência à tração da liga eutética de estanho-chumbo com espaçamento de junção de 0,30mm com o resultado obtido por Wild (1974, 1975), e utilizando a mesma taxa de deformação que este pesquisador, observa-se que o valor obtido nos ensaios de tração são bastante próximos. A diferença observada no valor pode ser porque neste trabalho foi utilizado uma menor área soldada, com fio de cobre com menor diâmetro, e ao aumento da espessura da junção em 0,05mm em relação à utilizada por Wild, o que está de acordo com a afirmação de Rhines e Anderson (1941) sobre a diminuição no valor da tração, para um aumento do espaçamento.

É importante salientar que os pesquisadores citados realizaram a soldagem utilizando a liga de solda fundida, e que neste trabalho a solda foi inserida na junção na forma de pasta. Essas diferenças no processo de soldagem poderiam levar a resultados bastante diferentes dos obtidos pelos pesquisadores, o que não ocorreu (Grigoletto *et al.*, 2002 b, c).

Neste trabalho, a liga de Sn62-Pb36-Ag2 apresentou melhor resultado para a resistência à tração em relação às outras ligas utilizadas. A prata adicionada à liga melhorou a molhabilidade da solda, e não foram encontrados valores de referência na literatura especializada para enriquecer a discussão.

A literatura cita apenas que as ligas de solda de estanho-chumbo-prata exibem boa resistência à tração, ao cisalhamento e à fluência, porém não relata os trabalhos realizados com a liga (Worcester & O'Reilly, 1998).

Os dados de limite de resistência à tração para a liga eutética de estanho-bismuto à temperatura ambiente variam de 50 a 75 MPa e tendem a ser fracamente maiores que para liga eutética de estanho-chumbo, como apresenta a tabela 4.12. A dispersão nos valores ilustra a forte dependência dos valores medidos de ambos, a microestrutura e a taxa de deformação (Glazer, 1995).

Tabela 4.12 - Dados de limite de resistência à tração a temperatura ambiente para liga de estanho-bismuto e estanho-chumbo eutéticas (Glazer, 1995).

Taxa de deformação (s⁻¹)	Processo	Sn-58Bi (MPa)	Sn63-Pb37 (MPa)	Referências bibliográficas
4.10 ⁻¹	Junção, solda fundida	73	48	Tomlinson & Collier, 1987
Não especificada	Não especificado	55	50	Mackay & Voss, 1985 <i>apud</i> Glazer, 1995
Não especificada	Não especificado	54	46	Wild, 1971 <i>apud</i> Glazer, 1995
Não especificada	Maciço	71	61	Seelig <i>et al.</i> , 1987 <i>apud</i> Glazer, 1995
1,7.10 ⁻³	Junções fundidas	—	83	Quan <i>et al.</i> , 1987 <i>apud</i> Glazer, 1995
1,7.10 ⁻³	Junções envelhecidas a 250°C. por 6 horas	—	46	Quan <i>et al.</i> , 1987 <i>apud</i> Glazer, 1995

Em geral, a liga Sn-Bi tem um maior valor de limite de resistência à tração que a liga eutética Sn-Pb. Os dados para a resistência à tração para liga eutética de Sn-Bi à temperatura ambiente estão disponíveis para ambas as formas, solda fundida e folha laminada (Glazer, 1995).

Conforme Glazer (1995) os valores de resistência à tração citados sem especificar a taxa de deformação não podem ser comparados significativamente com dados de outros pesquisadores. Cita também que os dados coletados a uma alta taxa de deformação não fornecem muita informação sobre as propriedades do material que está exposto a condições de baixa taxa de deformação, como ocorre durante a variação de energia, devido ao liga e desliga em montagens eletrônicas.

Observa-se na tabela 4.13 os resultados obtidos para os ensaios de tração das ligas de Sn63-Pb37 e Sn42-Bi58, segundo os pesquisadores Tomlinson e Collier (1987) que salientam que existem poucos dados conhecidos para as junções realizadas com a liga de estanho-bismuto. Eles utilizaram cobre e latão como material base para realizar a soldagem com a liga eutética de estanho-bismuto e alguns ensaios foram realizados com a liga de estanho-chumbo eutética para comparação. A liga de estanho-chumbo foi laminada e a liga de estanho-bismuto não, porque ocorrem muitas trincas no processo, mas esta foi prensada em folhas. Juntas sobrepostas de 0,20mm de espessura foram soldadas em um forno de ar quente circulante. A taxa de deformação foi de 4.10^{-1} s e alguns ensaios foram realizados em corpos de prova maciços (Glazer, 1995).

Tomlinson e Collier (1987) encontraram que para o ensaio de tração realizado em corpos de prova contendo juntas sobrepostas, a liga de Sn42-Bi58 foi mais resistente e apresentou menor ductilidade quando comparada com a liga de Sn63-Pb37. As junções realizadas com cobre se apresentaram mais resistentes que as de latão, indicando que nem a propriedade da solda maciça, nem a propriedade do metal base sozinho determinam a propriedade da junta, mas que a reação entre o metal base e a solda pode melhorar ou piorar as propriedades da junção, conforme discorrem os pesquisadores. As junções de cobre/Sn-Bi foram mais resistentes que as de cobre/Sn-Pb para este tipo de junção, e como comentaram os pesquisadores, nos ensaios de tração, o sentido da força aplicada às junções levou ao cisalhamento da região da solda.

A tabela 4.13 mostra os valores obtidos pelos pesquisadores Tomlinson e Collier (1987) para os ensaios de tração da solda fundida maciça.

Tabela 4.13 - Ensaios de tração realizados por Tomlinson e Collier (1987), usando corpos de prova maciços.

Liga de solda	Tipo de corpo de prova	Resistência à tração (MPa)	Desvio padrão (MPa)
Sn42-Bi58	Maciço	72,9	3,4
Sn63-Pb37	Maciço	47,5	6,1

A tabela 4.14 apresenta os valores obtidos para os ensaio de tração para as ligas de estanho-chumbo e para estanho-bismuto em juntas de cobre sobrepostas (Tomlinson & Collier, 1987).

Tabela 4.14 - Ensaio de tração realizados em juntas soldadas por Tomlinson e Collier(1987).

Metal base	Ligas de solda	Condições da junção	Resistência à tração(MPa)	Desvio Padrão(MPa)
Cobre	Sn42-Bi58	Logo após a soldagem	23,7	5,6
Cobre	Sn63-Pb37	Logo após a soldagem	18,0	0,6

Como pode ser observado comparando-se os valores obtidos por Tomlinson e Collier (1987) para as ligas de Sn63-Pb37 (48 ± 6 MPa) e Sn42-Bi58 (73 ± 3 MPa) para corpos de prova maciços, os valores encontrados neste trabalho apresentaram-se muito superiores no caso da junção cobre/Sn-Pb (93 ± 8 MPa e 131 ± 22 MPa), como era esperado devido à junção e ao tipo de força aplicada em junções sobrepostas levar a menores valores de resistência à tração. Para a junção cobre/Sn-Bi (79 ± 15 MPa), o valor obtido nesta pesquisa ficou bastante próximo ao obtido pelos pesquisadores para a liga maciça (73 ± 3 MPa) o que pode ser explicado pelo aumento de porosidade na junção realizada com a liga eutética de estanho-bismuto, o que diminuiu a área de contato entre a solda e o metal base, diminuindo a força necessária para a ruptura da junção.

Embora não se possa comparar diretamente os valores obtidos para o ensaio de cisalhamento realizados por Tomlinson e Collier (1987), devido ao uso de diferentes taxas de deformação, observa-se que quando existe a junção cobre/Sn-Bi, o desvio padrão que os pesquisadores encontraram foi maior que o para a junção cobre/Sn-Pb, o que ocorreu também neste trabalho nos ensaios de tração. O elevado valor do desvio padrão obtido neste trabalho pode ser devido à dificuldade de obter uma junção perfeita com a liga de estanho-bismuto considerando as limitações de exequibilidade da soldagem que esta liga apresentou.

4.6 Ensaio de fadiga

Nesta pesquisa, a frequência usada foi de 15Hz (alta frequência) para todos os corpos de prova e todos os níveis de tensão, com o objetivo de obter resultados experimentais no menor tempo de ensaio possível. A frequência utilizada é máxima para a máquina servo-hidráulica, onde foram realizados os ensaios de fadiga isotérmica.

Conforme Solomon (1986), a vida em fadiga de materiais submetidos à ciclagem térmica pode ser estimada a partir de dados de fadiga isotérmica. Ele afirma que a frequência é um parâmetro importante a ser considerado no ensaio, pois observou que o número de ciclos para falhar é reduzido em baixa frequência, como mostrou sua pesquisa realizada com a liga eutética de estanho-chumbo. O pesquisador usou a frequência de 0,3Hz e considerou-a como alta frequência (Solomon, 1986 *apud* Glazer, 1995).

Neste trabalho utilizamos o método escada, baseado na estatística, para calcular a resistência à fadiga (S_n) das ligas não-ferrosas de estanho, para o qual são necessários um mínimo de 15 corpos de prova como descreve Collins (1981). O evento avaliado foi a ruptura ou a não ruptura dos corpos de prova, submetidos ao ensaio de fadiga isotérmica até 200.000 ciclos. Este número de ciclos para falhar é muito superior ao valor requerido para a fadiga de baixo ciclo ($<10^4$ ciclos) a que a solda é submetida em serviço, comentado por Hwang (2002), conforme consta na revisão bibliográfica.

Foi observado que quanto à ocorrência de defeitos, porosidade na região da solda, alguns corpos de prova contendo poros se romperam com 3.000 ciclos, outros, mesmo apresentando defeitos, não se romperam com 200.000 ciclos, a exemplo do que apresentam as figuras 4.17 para a liga Sn62-Pb36-Ag2, 4.25 e 4.26 para Sn42-Bi58.

Os resultados da resistência à fadiga obtidos para as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58, adotando-se como critério de falha por fadiga a ruptura dos corpos de prova contendo a junção, encontram-se na tabela 4.15. As curvas do número dos corpos de prova-tensão foram obtidas para a junção com 0,30mm de espessura para a liga Sn63-Pb37, com 26 corpos de prova,

sendo que o ensaio de fadiga foi repetido usando outros 20 corpos de prova, com o objetivo de avaliar se os resultados para a resistência à fadiga nos ensaios subseqüentes apresentavam repetibilidade.

Tabela 4.15 - Ligas de solda e os valores da resistência à fadiga (S_n) obtidas pelo método escada.

Liga de solda	Espessura de junção	Resistência à fadiga	Desvio padrão
	(mm)	(MPa)	(MPa)
Sn63-Pb37	0,30	38	14
1ºensaio			
Sn63-Pb37	0,30	34	5
2ºensaio			
Sn62-Pb36-Ag2	0,30	38	2
Sn42-Bi58	0,30	37	6
Sn63-Pb37	0,15	28	5

Os diagramas do número dos corpos de prova-tensão(MPa) apresentados nas figuras 4.34 a 4.38 foram obtidos utilizando os dados experimentais apresentados no anexo III, presentes nas tabelas A. 3.1 a A. 3.5.

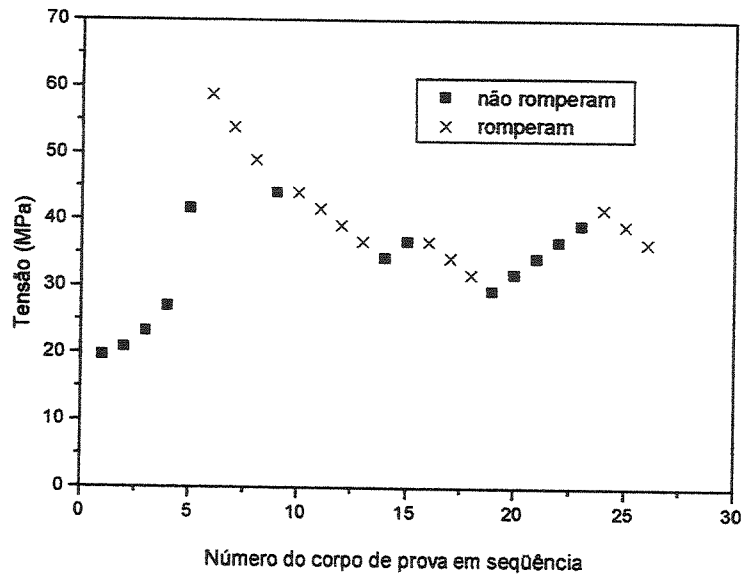


Figura 4.34 - Curva da tensão, para cada corpo de prova ensaiado, resultante do método escada, para a determinação da resistência à fadiga da junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37, para o primeiro ensaio.

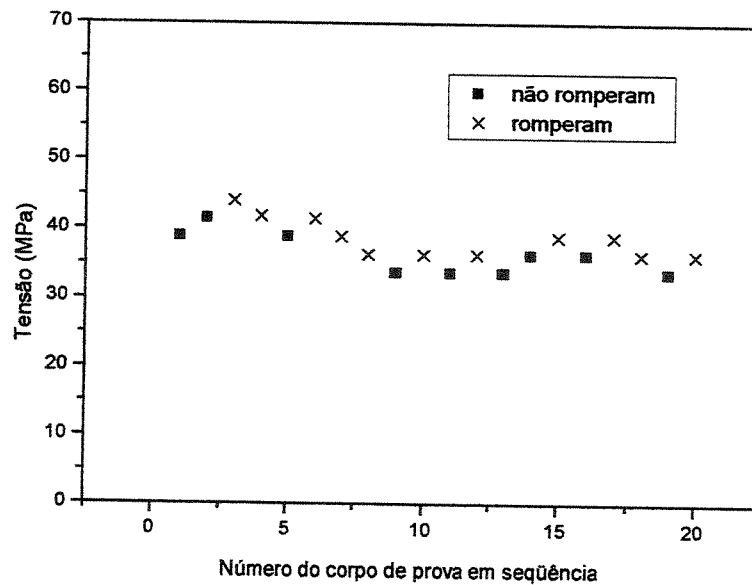


Figura 4.35 - Curva da tensão, para cada corpo de prova ensaiado, resultante do método escada, para a determinação da resistência à fadiga da junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37, para o segundo ensaio.

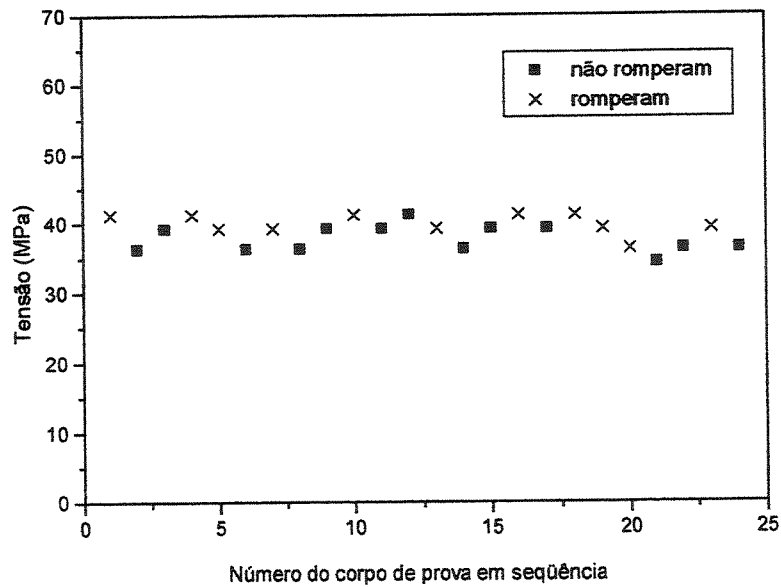


Figura 4.36 - Curva da tensão obtida para cada corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, para a determinação da resistência à fadiga da junta de cobre soldada com a liga Sn62-Pb36-Ag2, pelo método escada.

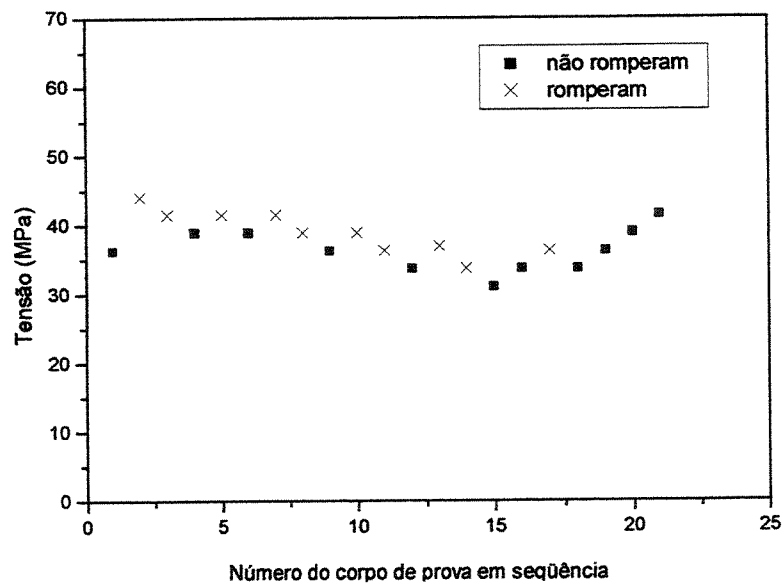


Figura 4.37 - Curva da tensão resultante do método escada, obtida para cada corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, para junta de cobre soldada com a liga Sn42-Bi58.

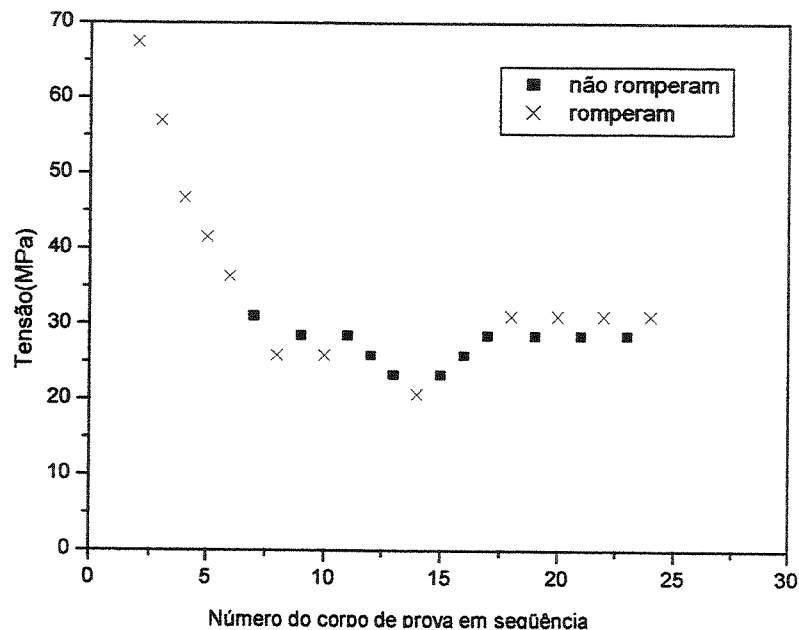


Figura 4.38 - Curva da tensão, para cada corpo de prova submetido ao ensaio de fadiga, para a junta de cobre soldada com a liga Sn63-Pb37, com espessura de 0,15mm, resultante do método escada.

Os vinte e seis corpos de prova soldados com a liga Sn63-Pb37 com espessura de junção igual a 0,30mm que foram submetidos aos ensaios de fadiga isotérmica apresentaram três diferentes modos de rompimento: na solda de estanho-chumbo, entre a solda e a face plana lixada do cobre, e um misto dos dois primeiros modos, ocorrendo o rompimento da solda de estanho-chumbo e também na interface entre a solda e a face plana lixada de cobre, conforme apresentam as figuras 4.39, 4.40 e 4.41, respectivamente (Grigoletto *et al.*, 2002a; Grigoletto *et al.*, 2002b, 2003b).

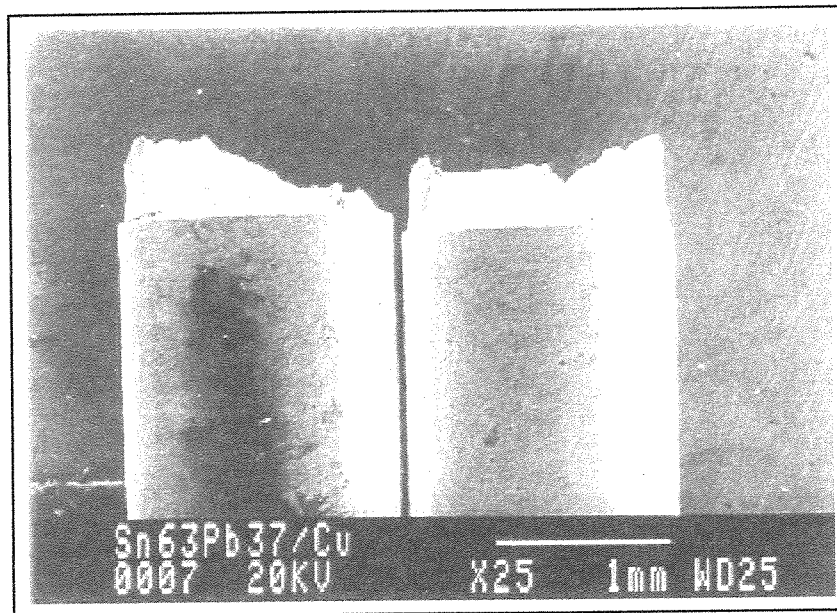


Figura 4.39- Fotografia do corpo de prova soldado após o ensaio de fadiga, mostrando a fratura na região da solda (MEV).

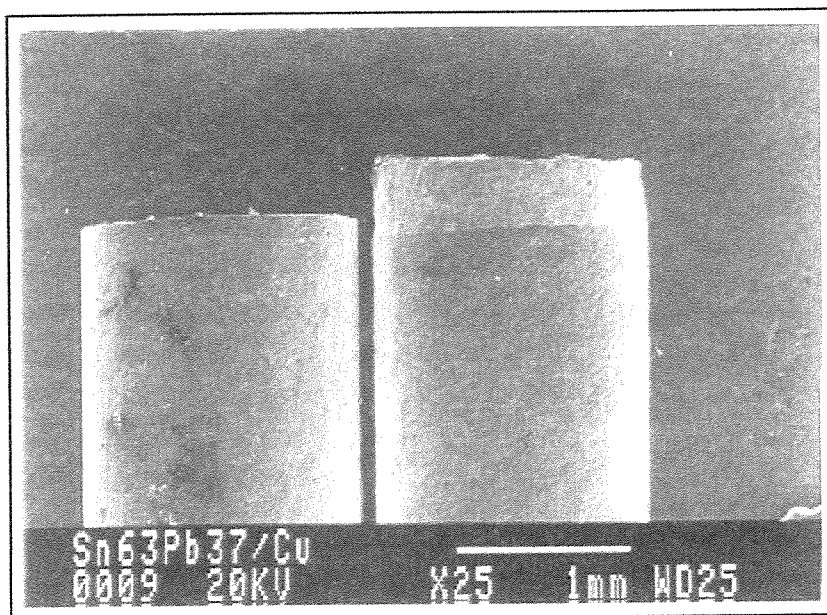


Figura 4.40 - Fotografia de um corpo de prova após o ensaio de fadiga, mostrando a fratura na interface cobre-solda, rompimento unilateral (MEV).

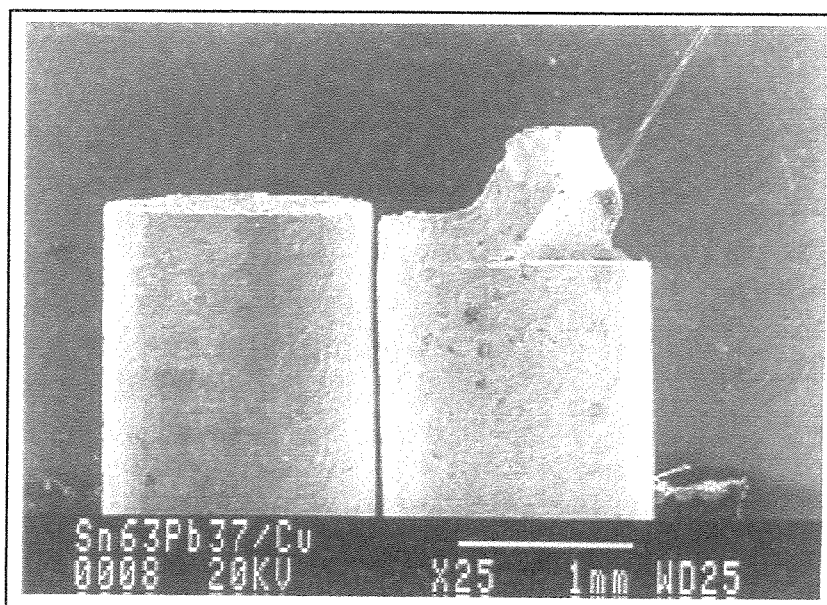


Figura 4.41 - Fotografia do corpo de prova após o ensaio de fadiga, mostrando a fratura na interface cobre-solda, uma ruptura não uniforme, rompimento bilateral considerando o contato da solda com o cobre (MEV).

As superfícies das fraturas causadas nas junções soldadas apresentadas são mostradas para as mesmas amostras, seguindo a mesma seqüência, nas figuras 4.42, 4.43 e 4.44 obtidas pela microscopia eletrônica de varredura (MEV). A figura 4.45, obtida por MEV, mostra a morfologia da superfície de fratura da liga Sn63-Pb37 em detalhe, após a junção de cobre com a liga ter se rompido quando submetida ao ensaio de fadiga isotérmica.

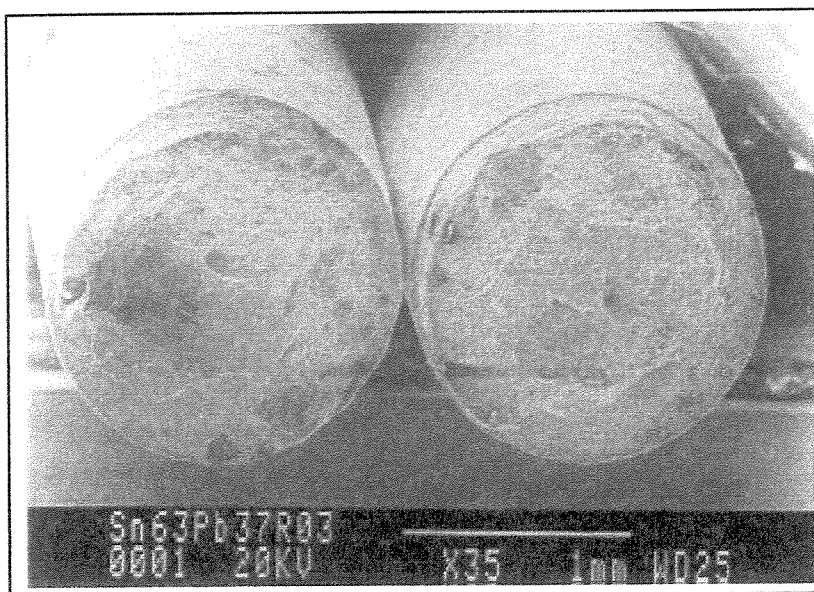


Figura 4.42 - Aspecto da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37, mostrando a junção apresentada na figura 4.39 (MEV).

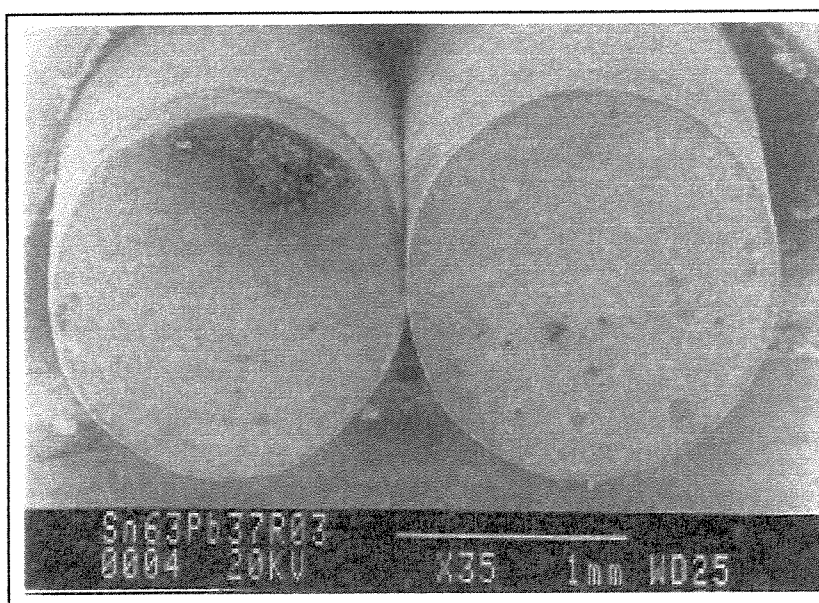


Figura 4.43 - Aspecto da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37. O corpo de prova corresponde ao da figura 4.40 (MEV).

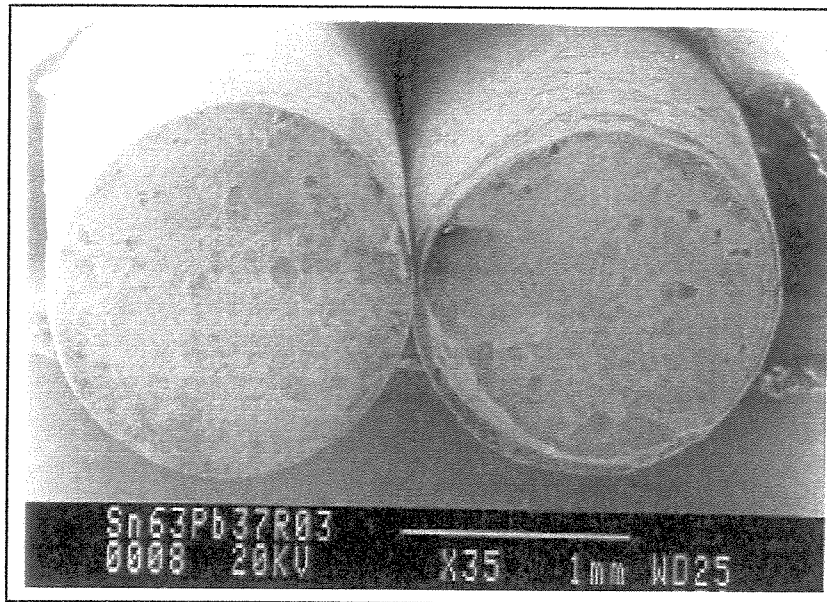


Figura 4.44 - Aspecto da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37, apresentando a fratura ocorrida na amostra da figura 4.41 (MEV).

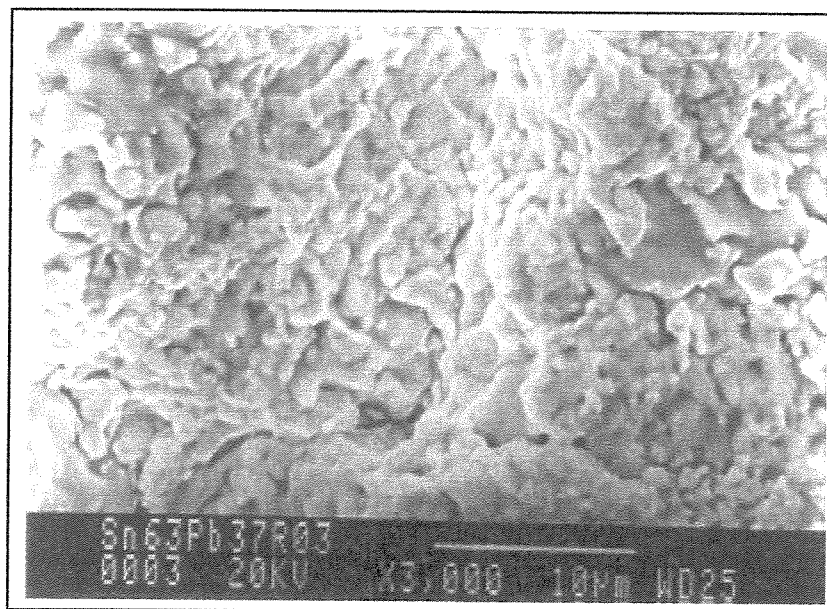


Figura 4.45 - Morfologia da superfície de fratura da liga de solda Sn63-Pb37 (MEV).

Nota-se na tabela 4.15 que o valor para a resistência à fadiga calculado para o primeiro ensaio foi igual a 38 ± 14 MPa e para o segundo ensaio, o valor foi de 34 ± 5 MPa. A diferença nos resultados pode ser devida a erros que podem ocorrer quando da preparação dos corpos de

prova, durante o desbaste das faces dos segmentos de fios de cobre, na fixação dos fios de cobre no suporte para obter a espessura de junção desejada, por problemas no processo de soldagem, e inclusive durante a retirada do excesso de solda da junção com a lima. É importante salientar que as amostras do primeiro ensaio não foram soldadas todas no mesmo dia, e que de vinte e seis amostras, sete delas foram soldadas em outro lote. Embora os parâmetros do processo de soldagem tenham sido mantidos, pode ter ocorrido alguma modificação na microestrutura da solda, ou seja, o refinamento das fases da liga de estanho-chumbo pode ter sido um pouco alterado em relação ao obtido para os primeiros corpos de prova soldados. Este fato pode justificar o elevado desvio padrão obtido para o primeiro ensaio. O resultado do segundo ensaio foi considerado como mais confiável, levando em consideração o menor desvio padrão encontrado, e o valor de 34 ± 5 MPa foi adotado como referência para comparar a resistência à fadiga da liga Sn63-Pb37 às outras duas ligas analisadas.

O valor de resistência à fadiga da junção de cobre com espessura de 0,15mm soldada com a liga Sn63-Pb37, foi de 28 ± 5 MPa, menor que o valor obtido para a junção com espaçamento de 0,30mm, soldada com a mesma liga, o que indica que uma junção com menor espessura é menos resistente à fadiga. A menor resistência à fadiga pode estar relacionada com a menor quantidade de liga de solda usada na junção de menor espessura. O valor do desvio padrão foi o mesmo para as junções com espessuras 0,15mm e 0,30mm soldadas com a liga Sn63-Pb37 para o segundo ensaio de fadiga.

Comenta Hwang (1996) que a maior resistência à falha por fadiga de juntas confeccionadas com grandes volumes de solda pode ser explicada segundo dois aspectos. O primeiro, assumindo que o mecanismo de falha da junção de solda é o resultado do início de uma trinca e de sua propagação, assim, um volume maior de solda é capaz de distribuir a tensão imposta na junção, portanto prolongando a vida em fadiga da mesma. O segundo aspecto a ser considerado é que um volume maior de solda possui uma maior distância para a propagação da trinca, o que retarda a fratura decorrente desta, resultando consequentemente em uma vida em fadiga mais longa. Os resultados do presente trabalho estão de acordo com as observações de Hwang (1996), e demonstraram que para uma junção de maior espessura, confeccionada com

maior quantidade de liga de solda, o valor da resistência à fadiga obtido foi maior que para a junção de menor espessura usando a mesma liga de solda.

O valor obtido para a resistência à fadiga para a junção de cobre com a liga Sn62-Pb36-Ag2 foi 38 ± 2 MPa. O valor da resistência à fadiga desta liga demonstrou que a liga contendo prata apresenta maior resistência à fadiga que a liga de Sn63-Pb37, comprovando que a prata melhora a resistência à fadiga das junções.

Comentam Hampshire (1998) e Worcester & O'Reilly (1998) que a prata pode ser adicionada às ligas de estanho-chumbo para melhorar a resistência à fluência e as propriedades de fadiga da solda.

O resultado obtido neste trabalho para a liga Sn62-Pb36-Ag2 está de acordo com as afirmações de Hampshire (1998) e Worcester & O'Reilly (1998).

Para a liga Sn42-Bi58, o valor da resistência à fadiga calculado foi igual a 37 ± 6 MPa, sendo este um valor intermediário entre os obtidos para as ligas de Sn62-Pb36-Ag2 (38 ± 2 MPa) e Sn63-Pb37 (34 ± 5 MPa). O valor da resistência à fadiga encontrado para a liga Sn42-Bi58 indicou que esta liga pode ser uma liga alternativa para ligas de chumbo, considerando que esta possui resistência à fadiga similar à liga de estanho-chumbo-prata. Para a junção do tipo topo a topo, a liga Sn62-Pb36-Ag2 foi a que apresentou o melhor valor de resistência à fadiga nos ensaios realizados. É importante salientar que os ensaios de fadiga isotérmica foram realizados a 25°C, e que é necessário estudar o comportamento da liga Sn42-Bi58 em temperaturas mais elevadas e mais baixas do que a usada neste trabalho, para verificar se esta liga, sob solicitação em serviço, é adequada para substituir as ligas contendo chumbo (Grigoletto *et al.*, 2002c).

O pesquisador Wild (1975) realizou ensaios de fadiga de baixo ciclo a 25°C e a 100°C, submetendo as junções de solda à deflexão, com ligas de solda usadas para soldar componentes eletrônicos, analisando principalmente as ligas Sn63-Pb37; Sn40-Pb60, Sn10-Pb90; Sn50-In50; Sn42-Bi58; Pb50-In50 como citado na revisão bibliográfica deste trabalho. Os resultados dos ensaios demonstraram que as propriedades de fadiga das soldas são grandemente afetadas por

parâmetros de soldagem, configurações de juntas, taxas de deformação, temperaturas usadas para o ensaio e constituintes da liga.

Como afirma Glazer (1995) pouco é conhecido sobre a resistência à fadiga isotérmica e térmica das várias ligas sem chumbo que possuem baixo ponto de fusão. Comenta que para a maioria das ligas sem chumbo existem poucos dados e grande parte dos mesmos não são acompanhados pela caracterização das condições de tensão e deformação usadas durante o ensaio, a microestrutura inicial da liga não é descrita, nem o mecanismo de falha que ocorre nas mesmas, o que torna impossível classificar os resultados que são muitas vezes contraditórios.

O pesquisador Lea (1988) que realizou estudos para o International Tin Research (ITRI) concluiu que a liga Sn63-Pb37 eutética tem a menor resistência à fadiga em relação a algumas ligas que ele pesquisou, embora sob condições de ensaio não especificadas. Lea (1988) classificou em ordem crescente de resistência à fadiga as ligas de Sn64-In36; Sn42-Bi58, Sn50-In50, Sn99,25-Cu0,75, Sn100, Sn96-Ag4. Segundo Glazer (1995), outros pesquisadores acreditam que a liga de estanho-chumbo eutética é no mínimo superior à liga de estanho-bismuto e de estanho-índio, afirma ainda que uma classificação única sob todas as condições provavelmente não exista (Lea, 1988 *apud* Glazer 1995).

O ensaio que representa relativamente bem as solicitações que ocorrem em montagens sobre superfície foi realizado por Straus e Smernos. Seus estudos demonstraram que a liga eutética de estanho-bismuto tem maior resistência à fadiga que a liga eutética de estanho-chumbo, o que concluíram submetendo componentes convencionais soldados à ciclagem térmica de - 40°C a 70°C com 16 min/ciclo Strauss e Smernos (1986) (Strauss e Smernos, 1986 *apud* Abtew & Selvaduray, 2000).

Os pesquisadores Marshall e Walter realizaram testes de ciclagem térmica com pinos de cobre soldados em furos metalizados com 0,15mm de diâmetro, feitos em uma placa de polipropileno. A expansão do polipropileno exposto à alta temperatura criava tensões na junção. As condições dos testes por eles usadas foram -30°C a 100°C com 60 min. de tempo de permanência e rampa de aquecimento de 6,5°C/min. Os resultados mostraram que a liga de solda

de Sn62-Pb36-Ag2 tem maior resistência à fadiga que a Sn60-Pb40 de e são muito mais resistentes que soldas de In-Sn (Marshall & Walter, 1987).

O resultado obtido para a resistência à fadiga das ligas estudadas nesta pesquisa está de acordo com os encontrados por Lea (1988), dado que a resistência à fadiga da liga Sn63-Pb37 foi menor que para a liga Sn42-Bi58, seguindo a mesma classificação descrita pelo pesquisador (Lea, 1988 *apud* Glazer 1995, Grigoletto *et al.*, 2002c).

Os valores obtidos para a resistência à fadiga das ligas avaliadas nesta pesquisa, realizada pela imposição de tensão de tração-tração aplicada à junção, estão coerentes com os encontrados pelos pesquisadores Lea (1988) e Marshall & Walter (1987), que realizaram ciclagem térmica em diversos tipos de protótipos (Grigoletto *et al.*, 2002c).

Os pesquisadores Salomon (1988, 1989a, 1989b, 1990), Bae (1989), Frear (1987a), Vaynman (1987a, 1988a), citados na revisão bibliográfica, estudaram a fadiga de baixo-ciclo de várias ligas de estanho-chumbo e de estanho-chumbo-prata usando diferentes tipos de corpos de prova; maciços ou com junções, e diferentes solicitações mecânicas como observado na tabela 2.1, realizando ensaios de cisalhamento, torção, tração e dobramento para obterem resultados da vida em fadiga de soldas e de junções soldadas.

Conforme descrito anteriormente neste trabalho, a junção soldada foi solicitada por imposição da tensão de tração-tração e foi estabelecido o limite de 2.10^5 ciclos para interromper o ensaio de fadiga isotérmica. Este número de ciclos define que o estudo realizado é classificado como fadiga de alto ciclo, conforme discorre Dieter (1988). Considerando que o modo de solicitação em cisalhamento não foi usado e que os trabalhos dos pesquisadores Solomon (1988, 1989a, 1989b, 1990), Bae (1989), Frear (1987a) e Vaynman (1987a, 1988a) foi em fadiga de baixo ciclo, ficou inviável a comparação de resultados de ensaios tão distintos.

Comenta Ren (1999) que é desejável desenvolver um corpo de prova para os ensaios de ligas de solda usadas para microeletrônica que possua a espessura e a área da junta que se aproxime das junções encontradas nas montagens de componentes sobre superfície, para melhor

entender o comportamento das soldas sob diferentes condições de ensaio. Ren e seus colaboradores (1999) desenvolveram um corpo de prova que, segundo os mesmos, é candidato potencial para ser um espécime padrão para estudar as ligas de solda, justificado pelo fato de que este possui uma espessura de 0,4mm, muito próxima à do terminal tipo esfera. Ren (1999) e colaboradores utilizou uma folha de solda de 0,4mm de espessura, 3mm de largura e 18mm de comprimento para estudar o comportamento da solda sem chumbo contendo os elementos Sn, In, Bi, e Ag que foi submetida ao ensaio de fadiga aplicando tensão de tração-tração. Os pesquisadores concluíram que a liga usada apresenta maior resistência à fadiga que a liga Sn63-Pb37. Ren (1999) é favorável ao uso de um corpo de prova sem junção para avaliar as propriedades mecânicas das ligas de solda.

O presente trabalho apresenta uma junção de espessura (0,30mm), e o corpo de prova usado está de acordo com a necessidade descrita por Ren (1999). O procedimento experimental utilizado nos ensaios de fadiga isotérmica neste trabalho permitiu avaliar as junções de cobre com soldas brandas, sendo específico para este tipo de junção. Deve-se levar em conta que existe uma significativa contribuição da geometria da junção nos resultados de resistência à fadiga. Este trabalho inova pela utilização do método escada que possibilita o tratamento dos dados experimentais pela aplicação da estatística e pela confecção de junção com espessura e área próximas as encontradas nas montagens de componentes eletrônicos sobre superfície.

Os valores obtidos experimentalmente neste trabalho para a resistência à fadiga das ligas de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Pb58 podem ser considerados como dados complementares aos que existem na literatura especializada, e os ensaios de fadiga isotérmica utilizando a junção do tipo topo a topo, de espessura muito próxima à usada em junções de componentes montados sobre superfície, ampliaram a gama de pesquisas realizadas na área de propriedades mecânicas das junções de solda branda.

Capítulo 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

5.1 Conclusões

Em relação às ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 utilizadas para soldar junções de cobre do tipo topo a topo neste trabalho, para as quais foram caracterizadas as propriedades mecânicas de tração, fadiga isotérmica, microdureza Vickers, a microestrutura obtida para cada liga e a temperatura de fusão de cada liga de solda pode-se concluir que:

1. A resistência à tração do cobre sem junção foi de 488 ± 9 MPa. O valor obtido para a resistência à tração para a junção do tipo topo a topo, com espessura 0,30mm demonstrou que a liga Sn62-Pb36-Ag2 possui maior resistência à tração. A liga Sn42-Bi58 apresentou menor valor para a resistência à tração para este tipo de junção. Para a junção com espessura 0,15mm usando a liga Sn63-Pb37 o valor de resistência à tração foi igual a 131 ± 22 MPa, maior que os encontrados para as junções de 0,30mm de espessura.
2. O método escada permitiu calcular a resistência à fadiga das ligas de solda Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 usadas para soldar fios de cobre conforme processo de soldagem usado industrialmente, para uma junção do tipo topo a topo. A liga Sn62-Pb36-Ag2 apresentou o maior valor para a resistência à fadiga isotérmica, para a junção do tipo topo a topo, com espessura 0,30mm. Os valores obtidos para a resistência à fadiga para as ligas de estanho estudadas foram muito próximos, certificando que a indústria de montagem pode

utilizar as ligas Sn63-Pb37 e Sn62-Pb36-Ag2 com confiabilidade, como tem ocorrido. Os valores obtidos para a resistência à fadiga para as ligas Sn62-Pb36-Ag2, Sn42-Bi58 e Sn63-Pb37 foram 38 ± 2 MPa, 37 ± 6 MPa e 34 ± 5 MPa respectivamente. O resultado obtido para a resistência à fadiga isotérmica da liga Sn63-Pb37 foi igual a 28 ± 5 MPa, menor que os obtidos para as junções de espessura 0,30mm. Outros estudos são necessários para afirmar que em outras condições experimentais a liga Sn42-Bi58 pode ser usada para substituir a liga Sn63-Pb37 com segurança.

3. Os valores de microdureza Vickers obtidos para a região da solda inserida na junção de cobre do tipo topo a topo, com 0,30mm de espessura não submetidas ao ensaio de fadiga foram iguais a $10,1 \pm 9$ HV, $12,2 \pm 0,9$ HV e $15,3 \pm 0,9$ HV para as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58, respectivamente. A junção soldada com a liga Sn63-Pb37 submetida ao ensaio de fadiga apresentou um valor menor para a microdureza Vickers, sendo este igual a $7,9 \pm 0,4$ HV, indicando que pode ter ocorrido um amolecimento cíclico do material durante o ensaio de fadiga isotérmica.
4. As medidas do tamanho das “ilhas” de chumbo nas amostras da liga Sn63-Pb37 não submetidas ao ensaio de fadiga e as submetidas ao ensaio de fadiga permitiram concluir que ocorre um discreto aumento das “ilhas” de chumbo quando a liga é submetida ao ensaio de fadiga isotérmica de $2,3 \pm 0,4$ μm para $2,8 \pm 0,7$ μm . Outra conclusão foi que a microestrutura da liga Sn63-Pb37 obtida neste trabalho foi muito semelhante à encontrada em processos de soldagem industrial, o que pode ser constatado comparando-se o valor obtido para o tamanho das “ilhas” de chumbo neste trabalho de $2,3 \pm 0,4$ μm com o citado na literatura por Rack e Maurin (1974) de 1,5 a 2,2 μm , valores encontrados no estudo da microestrutura desta liga usada na soldagem de componentes eletrônicos realizado pela indústria de montagem.
5. Os resultados deste trabalho sugerem que as amostras confeccionadas com a liga Sn63-Pb37 submetidas ao ensaio de fadiga isotérmica, sob tensão do tipo tração-tração, com a frequência de 15Hz, apresentam modificações microestruturais similares as que ocorrem nas mesmas ligas submetidas aos ensaios térmicos, conforme discorre Dudek (1997).

6. As ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 utilizadas possuem temperaturas de fusão de 183°C, 179°C e 138°C, respectivamente, calculadas pelas curvas obtidas pela análise térmica de varredura diferencial (DSC), estando de acordo com a literatura especializada. A liga Sn62-Pb36-Ag2 apresentou menor liberação de gases voláteis e menor quantidade de poros na liga solidificada.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

1. Realizar estudo comparativo com as ligas sem chumbo binárias como In52-Sn48, Sn96,5-Ag3,5, ternária como a de Sn-Ag-Bi e quaternária como a Sn96,2-Ag2,5-Cu0,8-Sb0,5 efetuando ensaios de tração e de fadiga isotérmica, utilizando juntas do tipo topo a topo, como as que foram usadas neste trabalho.
2. Estudar a relação que existe entre a ocorrência dos defeitos de soldagem e o número de ciclos para a junção falhar, quando esta é submetida a ensaio de fadiga isotérmica, usando as ligas analisadas.
3. Estudar o efeito da temperatura na resistência à fadiga das ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58, realizando ensaios a -55 e 125°C, usando o mesmo tipo de corpo de prova desenvolvido neste trabalho.
4. Estudar a microestrutura das ligas Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58 antes e depois de ensaios de fadiga, e relacionar os resultados com as modificações microestruturais que ocorrem quando estas ligas são submetidas à ciclagem térmica. Estabelecer parâmetros que possam ser medidos na microestrutura, com o objetivo de avaliar estatisticamente as modificações microestruturais, usando o procedimento para avaliar o comportamento da microestrutura da liga Sn63-Pb37 desenvolvido neste trabalho como um modelo.
5. Estudar a influência da rugosidade superficial e da presença de recobrimentos das secções transversais dos fios de cobre nos resultados de resistência à tração e à fadiga de junções soldadas, do tipo topo a topo, com espessura de 0,30mm.

Referências Bibliográficas

Abtew, M., Selvaduray, G. Lead-free solders in microelectronics. *Materials Science and Engineering*, v.27, pp.95-141, 2000.

American Society for Testing and Materials, West Conshohochen. ASTM E 8M – 00, Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, U.S.A., 2000, 21p.

American Society for Testing and Materials, West Conshohochen. ASTM E 466 – 96, Standard Practice for Conducting Constant Amplitude Axial Fatigue Tests of Metallic Materials, Annual Book of Standard, U.S.A., section 3, v.03-01, 1996, 5p.

American Society for Testing and Materials, Philadelphia. ASTM E 3 – 95, Standard Practice for Preparation of Metallographic Specimens, U.S.A., 1995, 8p.

American Society for Testing and Materials, Philadelphia. ASTM E 384 – 89, Standard Test Method for Microhardness of Materials, U.S.A., 1990, 18p.

American Society for Testing and Materials, West Conshohochen. ASTM E 112 – 95, Standard Test Methods for Determining Average Grain Size, U.S.A., 1995, 23p.

- American Society for Testing and Materials, Philadelphia. ASTM E 1823 – 96, Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing, U.S.A., 1996, 19p.
- Anjard, R. P. Solder paste applications for surface mount technology used in PC manufacture. In:IPC Fall Meeting. Los Angeles, Califórnia. Technical paper. Proceedings ed. by IPC. IPC: The Institute for Interconnecting and Packaging Electronic Circuits, Illinois, 1985, pp.1-5.
- Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro. NBR-10.004; referências bibliográficas. Rio de Janeiro, 1987, 48p.
- Anderson, T., Guven, I., Madenci, E., Gustafsson, G. The necessity of reexamining previous life prediction analyses of solder joints in electronic packages. *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, v.23, (3), pp. 516-520, 2000.
- Bae, K. Sprecher A. F., Guo Z., Conrad, H. & Jung, D.Y. Effect of compliance on the fatigue of solder joints in surface mounted electronic packages. *Proceedings of the 2nd ASM International Electronic Materials and Processing Congress*, W.T. Shieh, ed., 1989, pp.109-119.
- Basset, J., Denney R. C., Jeffery G.H. and Mehdham J. *Voguel, Análise Inorgânica Quantitativa*. 4ed., Reading,, 1981, Cap.23, Análise térmica, pp. 630-642.
- Bradley III, E. & Hranisavljevic, J. Characterization of the melting and wetting of Sn-Ag-X solders. *IEEE Transactions on Electronics Packaging Manufacturing*, v.24, (4), pp.255-260, 2001.
- Bresciani F., E. *Soldagem*. 17.ed., ABM, 1981, Aula IV, Brasagem, soldabrasagem e soldagem fraca, pp. 65-104.
- Brown, E.M. *Introduction to thermal analysis*, 1988, Cap. 3, Termogravimetria, pp.7-10.

Carapella Jr., S. C. *ASM Handbook*. 3ed., 1993, Properties of pure Metals, pp.1103, 1156.

CETESB – Companhia de Saneamento Ambiental do Estado de São Paulo, 1999, contato pessoal.

Cintra, J. A ., Vieira, R. R. & Metzger, I. *Soldagem*. 17.ed., ABM, 1981, Aulas VIII e IX, Ensaos mecânicos e metalografia, pp.257-275.

Chilton, A. C., Whitmore, M. A. & Hampshire, W. Isothermal mechanical fatigue of a model SMD joint. *Proceedings of the 2nd ASM International Electronic Materials and Processing Congress*, W.T. Shieh, ed., 1989, pp. 159-176.

Collins, J. A. *Failure of Materials in Mechanical Design*. New York, John Wiley & Sons, 1981, Cap. 10, Fatigue Testing Procedures and Statistical Interpretations of data, pp.369-374.

Conway, P. P., Kalantary, M. R., Williams, D. J. Experimental investigation of the formation of surface mount solder joints. *Advances in Electronic Packaging, ASME*, v.10, (1), pp.95-101, 1995.

Dieter, G. E. *Mechanical Metallurgy*. 4.ed., London: Mc Graw Hill Book Company, 1988, Cap.12 e 13, Fatigue of Metals e Creep and Stress Rupture, pp.375 - 469.

Dudek, R., Nylen, M., Schubert, A., Michel, B., Reichl, H. An efficiente approach to predict solder fatigue life and its application to SM- and Area Array components. In: *Electronic Components and Technology Conference*, 1997, pp.462 - 471.

Enke, N. F., Kilinsk, T. J., Schroeder, S. A., Lesniak, J. R. Mechanical behaviors of 60/40 tin-lead solder lap joints. *IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology*, v.12, (4), pp.459-468, 1989.

EPA, Locating and estimating air emissions from sources of lead and compounds, EPA-454/R-98-006, index of /ttnchiel/efdocs/, Lead 1.pdf. U.S. Environmental Protection Agency, 1998 (Lead 1, item 6.8, pp. 6-51- 6-58, Lead 2, Lead 3).

Fine, M. E., Dowdell, R.L. Soft Soldering. *Transactions of the A.S.M.*, v.37, pp.245-277, 1946.

Foley, J. C., Gickler, A., Leprevost, F. H., Brown, D. Analysis of ring and plug shear strengths for comparison of lead-free solders. *Journal of Electronic Materials*, v.29, (10), pp.1258-1263, 2000.

Frear D., Grivas D., Mc Cormack M., Tribula D. & Morris Jr., J. W. Fatigue and thermal fatigue of Pb-Sn solder joints, *Proceedings of Effect of Load and Thermal Histories on Mechanical Behavior Symposium*, P.K. Liaw, T. Nicholas, eds., pp.113-126, 1987a.

Frear, D., Grivas, D., Morris Jr, J. W. A microstructural study of the thermal fatigue failures of 60Sn-40Pb solder joints. *Journal of Electronic Materials*, v.17, (2), pp.171-180, 1988.

Frear, D. R., Jang, J.W., Lin, J.K and Zhang, C. Pb-Free solders for Flip-Chip interconnects. *JOM*, v.53, (6), pp.28-41, 2001.

Frear, D. R., Jones, W. B. *Solder mechanics, a state of the art assessment*. Pennsylvania: The Minerals, Metals & Materials Society, 1991, 437p.

Garcia, A. Sim, J. A. e dos Santos, C. A. *Ensaio dos Materiais*. LTC- Livros Técnicos e Científicos Editora S.A., 2000, Cap.4, Ensaio de dureza, pp. 65-89.

Glazer, J. Metallurgy of low temperature Pb-free solders for electronic assembly. *International Materials Reviews*, v.40, (2), pp. 65-93, 1995.

Gonser, B. W. *Properties of Tin Alloys*, 8th ed, 1961, Metals Handbook,v.1, pp.1131-1132, 1144.

Grigoletto, E. M., Ferreira I. SMT: materiais, processos de fabricação e resistência à fadiga de soldas. In: XV Cobem - XV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Águas de Lindóia, 22 a 26 de novembro. Proceedings ed. by ABCM: Sociedade Brasileira de Ciências Mecânicas, 1999, CD-ROM.

Grigoletto, E. M., Ferreira I., Damasco, A. Isothermal fatigue of Sn63-Pb37 solder joints. In: European Microelectronics Packaging and Interconnection Symposium, Cracow, 16 a 18 de junho. Proceedings ed. by IMAPS - The International Microelectronics and Packaging Society, pp. 353-357, 2002a.

Grigoletto, E. M., Ferreira I., Damasco, A. Propriedades mecânicas de uma junção de solda de cobre com a liga de Sn63-Pb37 utilizada em forma de pasta de solda. In: XXVIII CONSOLDA - XXVIII Congresso Nacional de Soldagem, São Paulo, 25 a 26 de novembro. ABS- Associação Brasileira de Soldagem, 2002b, CD-ROM.

Grigoletto, E. M., Ferreira I., Damasco, A. Propriedades de tração e de fadiga isotérmica de uma junção de cobre com as ligas Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2, Sn42-Bi58. In: XV CBECIMAT- XV Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais, Natal, 9 a 13 de novembro, 2002c, CD-ROM.

Grigoletto, E. M., Machado, I. P., Bizzo, W. A., Pércora, A. A. B. Lead-containing wastes disposal from electronics industries in Brazil. *Ingeniería y Gestión Ambiental*, v.1 - artigo aceito para ser publicado em 2003a.

Grigoletto, E. M., Ferreira, I., Biasoli, M. T., Damasco, A. Mechanical properties of copper joints with Sn63-Pb37 alloy. In: International Technical Symposium on Packaging, Assembling and Testing, IMAPS Brasil 2003, Campinas, 6 a 8 de agosto, pp. 59-63, 2003b.

Hampshire, W.B. *ASM Handbook*. 10 ed., 1998, Tin and tin alloys, pp. 517-526.

- Harris, P. G., Whitmore, M. A. Alternative solders for electronics assemblies, part 1: materials selection. *Circuit World*, v.19, (2), pp. 25-27, 1993.
- Hwang, J. S. Low-cycle isothermal vs thermomechanical fatigue. *SMT Surface Mount Technology Magazine*, pp. 20-22, 1995.
- Hwang, J. S. *Modern solder technology for competitive electronics manufacturing*. New York:McGraw-Hill, 1996, 622p.
- Hwang, J. S. Solder Materials, step 3. *SMT Surface Mount Technology Magazine*, pp.12-14, 1997.
- Hwang, J. S., Koenigsmann, H. J. On creep and fatigue in solders. *SMT Surface Mount Technology Magazine*, v.11, (7), pp. 50-54, 1997.
- Hwang, J. S. Solder Materials, step 3. *SMT Surface Mount Technology Magazine - Special Supplement, A Guide to the Surface Mount Technology Process*, pp. 10-16, 2002.
- Jordan, M., Schlötter, I. M. Lead-free tin alloys as substitutes for tin-lead alloy plating. *Transactions of the Institute of Metal Finishing*, v.75, (4), pp.149-153, 1997.
- Kanchanomai, C., Miyashita, Y., Mutoh Y. Low cycle fatigue behavior and mechanisms of a eutectic Sn-Pb solder 63Sn-37Pb. *International Journal of Fatigue*, v.24, pp.671-683, 2002.
- Kariya, Y., Hirata, Y., Otsuka, M. Effect of thermal cycles on the mechanical strength of quad flat pack leads/Sn-3,5Ag-X (X=Bi and Cu). *Journal of Electronic Materials*, v.28, (11), pp.1263-1269, 1999.
- King, J. A. *Materials Handbook for Hybrid Microelectronics*, Silver, Tin, 63Sn37Pb, 62Sn36Pb2Ag, 1988, pp.120-130, 188-189, 142-153, 192-193, 340-352, 428-429, 388-398, 435-436.

- Kim, K. S., Huh, S. H., Suganuma, K. Effects of fourth alloying additive on microstructures and tensile properties of Sn-Ag-Cu alloy and joints with Cu. *Microelectronics Reliability*, v.43, pp. 259-267, 2003.
- Kitano, M., Shimizu, T. & Kumazawa, T. Statistical fatigue life estimation: the influence of temperature and composition on low cycle fatigue of tin-lead solders. *Current Japanese Materials Research*, v.2, pp.235-250, august, 1987.
- Liu, P. L., Shang, J. K. Interfacial segregation of bismuth in copper/tin-bismuth solder interconnect. *Scripta Materialia*, v.44, pp.1019-1023, 2001.
- Liu, P. L., Shang, J. K. Interfacial embrittlement by bismuth segregation in copper/tin-bismuth Pb-free solder interconnect. *Journal of Materials Research*, v.16, (6), pp.1651-1659, 2001.
- Logsdon, W. A., Liaw, P. K., Burke, M. A. Fracture behavior of Sn63-Pb37 solder. *Engineering Fracture Mechanics*, v.36, (2), pp.183-218, 1990.
- Madayag, A. F. *Metal fatigue: theory and design*. New York: JohnWiley & Sons, Inc, 1969, 425p.
- Marshall, J.L., Walter, S.R. Fatigue of solders. *The International Journal for Hybrid Microelectronics*, v.10, (1), pp.11-17, 1987.
- Meesemaeker, P., Rozumek, W., Tarrieu R. Introduction of surface mounted device technology. *Electrical Communication*, v.63, (2), pp.122-129, 1989.
- Parekh, N., NASA Parts and Packaging Program, Lead-free solders, Goddard Space Flight Center, Greenbelt, Maryland, June, 1996.
- Pecht, M.G. *Soldering processes and equipment*, 1993, Cap. 6, Reliability and quality, pp.149 - 191.

- Rack, H. J., Maurin, J.K. Mechanical properties of cast tin-lead solder. *Journal of Testing and Evalution*, v.2, (5), pp. 351-353, 1974.
- Ren, W., Qian, Z., Lu, M., Liu, S. Investigation of a new lead free solder alloy using thin strip specimens. *Journal of Electronic Packaging*, n.121, pp.271-274, 1999.
- Rhines, F.N., Anderson W.A. Substitute solders. *Metals and Alloys*, n.14, pp.704-711, 1941.
- Ross, D.O. The creep of Sn60 solder alloy and its impact on leadless chip carriers. *Proceedings of International Electronics Packaging Conference*. IEPS, 1984, October 29-31, pp.181-187.
- Rust, S. W., Rice, R.C. *ASM Handbook*, 1992, Statistical Distributions, pp.701-704.
- Schreitmueller, R. Soldering, SMT step-by- step. *SMT*, pp.130-136, 1997.
- Schwartz, M. M., Aircrafts, S. *ASM Handbook*. 3^aed., 1995, Fundamentals of Soldering, v.6, pp.126.
- Seelig K, Suraski D. An overview and comparison of viable lead-free alloys. In: International Conference on High-Density Interconnect and Systems Packaging. *Proceedings of SPIE*, 2001, v.4428, pp.308-313.
- Shine, M.C., Fox, L.R. Fatigue of solder joints in surface mount devices. ASTM STP 942, Solomon, H.D., Halford, G.R., Kaisand, L.R. and Leis, B.N., ed ASTM, Philadelphia, 1988, pp.588-610.
- Smith, J. F. *ASM Handbook*. 3ed., 1993, Properties of pure Metals, pp.1130.
- Solder Manufacturers Committee of the Lead Industries Association, Inc, *Safety In Soldering*, technical report, New York, U.S.A., Lead Industries Association, Inc, 1990, pp.1-7.

- Solomon, H.D. Low frequency, high temperature low cycle fatigue of 60Sn-40Pb solder ASTM STP 942, Solomon, H.D., Halford, G.R., Kaisand, L.R. & Leis, B. N., ed. ASTM, 1988, pp. 342-369.
- Solomon, H. D. Strain-life behavior in 60/40 solder. *Journal of Electronic Packaging*, v.111, pp.75-90, 1989a.
- Solomon, H. D. Room temperature low cycle fatigue of a high Pb solder (Indalloy 151) *Proceedings of the 2nd ASM International Electronic Materials and Processing Congress*, W.T. Shieh, ed., pp.135-146, 1989b.
- Solomon, H. D. Influence of temperature on the fatigue of CC/PWB joints. *Journal of the IES*, pp.17-25, jan-feb 1990.
- Stam, F. A. & Davitt, E. Effects of thermomechanical cycling on lead and lead-free (SnPb and SnAgCu) surface mount solder joints. *Microelectronics Reliability*, v.41, pp.1815-1822, 2001.
- Stevens, L.G. & White C.E.T. *ASM Handbook*, 1998, Indium and bismuth, pp.750-757.
- Tien, J. K., Hendrix, B. C & Attarwala, A. I. Creep-fatigue interactions in solders. *IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology*, v.12, (4), pp.502-505, 1989.
- Tomlinson, W.J., Collier, I. The mechanical properties and microstructures of copper and brass joints soldered with eutectic tin-bismuth solder. *Journal of Materials Science*, v.22, (5), pp.1835-1839, 1987.
- Tribula, D., Grivas D., Frear, D. R., Morris Jr., J. W. Observations on the mechanisms of fatigue in eutectic Pb-Sn solder joints. *Journal of Electronic Packaging*, v.111, pp.83-89, 1989.

- Tzan, S. R., Chu, S. L. Characterization of lead-free solder by reliability testing. *IEEE/CPMT 26th International Electronics Manufacturing Technology Symposium*, pp.270-273, 2000.
- Wainer, E. *Soldagem*. 17.ed. Reading: ABM, 1981, Cap. 1, Soldagem, pp.1-8.
- Wassink, R. J. K. An introduction to soldering, Part 1. *Circuit World*, v.10, (1), pp.8-17, 1983.
- Wassink, R. J. K. *Soldering in Electronics*. Electrochemical Publications Ltd, 1984, Cap. 4, Solder alloys, pp. 83.
- Wassink, R. J. K. & Verguld, M. M. F. *Manufacturing techniques for surface mounted assemblies*, 1995, Cap 5, Guidelines for design of footprints, Cap. 14, Glossary and references, pp.164, 166-169, 170-172, 182-184, 243, 474, 478, 480-482.
- Wen, S., Keer, L.M. & Mavoori, H. Constitutive and damage model for a lead-free solder. *Journal of Electronic Materials*, v.30, (9), pp.1190-1196, 2001.
- Wild, R. N. Some fatigue properties of solders and solder joints. *Proceedings of National Electronic Packaging Conference*, 1974, pp.105-117.
- Wild, R. N. Some fatigue properties of solders and solder joints. In: *Internecon*, 10, 1975. IBM, Federal Systems Division, Qwego, NY, n.74Z000481, pp.1-28.
- Worcester, A.W., O'Reilly, J.T. *ASM Handbook*. 10 ed., 1998, Lead and lead alloys, pp.552-547.
- Wu, C. M. L., Huang, M. L., Lai, J. K. L. e Chan, Y.C. Developing a lead-free solder alloy Sn-Bi-Ag-Cu by menchanical alloying. *Journal of Electronic Materials*, v.29, (8), pp.1015-1020, 2000.

Vaynman, S., Fine, M. E. Prediction of fatigue life of lead-base low tin solder. *Proceedings of 37th Electronic Components Conference*, 1987a, pp.598-603.

Vaynman, S., Fine, M. E., & Jeannotte, D. A. Isothermal fatigue of low tin lead based solder. *Metallurgical Transactions A*, v.19A, pp.1051-1059, 1988.

Vaynman, S., Fine, M.E. Fatigue of low tin-lead based and tin-lead eutectic solders *Proceedings of the 2nd ASM International Electronic Materials and Processing Congress*, W.T. Shieh, ed., 1989, pp.255-259.

Velardez, M. R .S. & Grigoletto, E. M., 1990, Processo de soldagem em SMT acompanhamento na indústria, PD.16.TE.MAT.0001A/RT-01-AA, Telebrás S.A.-CPqD, pp.1 - 23.

Vianco, P.T. *ASM Handbook*. Welding, Brazing, and Soldering, 3.ed., v 6, 1995, General Soldering, Soldering in Electronic Applications, pp.965 - 967, 978, 985 - 986.

Voort, G. F. V. *Metallography : principles and practice*, 1984, Apêndice, Tin and tin alloys, pp. 690 - 691.

Zhang, X., Lee, R. S.W., Pao, Y.H. A damage evolution model for thermal fatigue analysis of solder joints. *Transactions of the ASME*, v.122, pp.200 - 206, 2000.

Anexo I

Curvas termogravimétricas para as pastas de solda de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58.

NETZSCH-Gerätebau GmbH Thermal Analysis

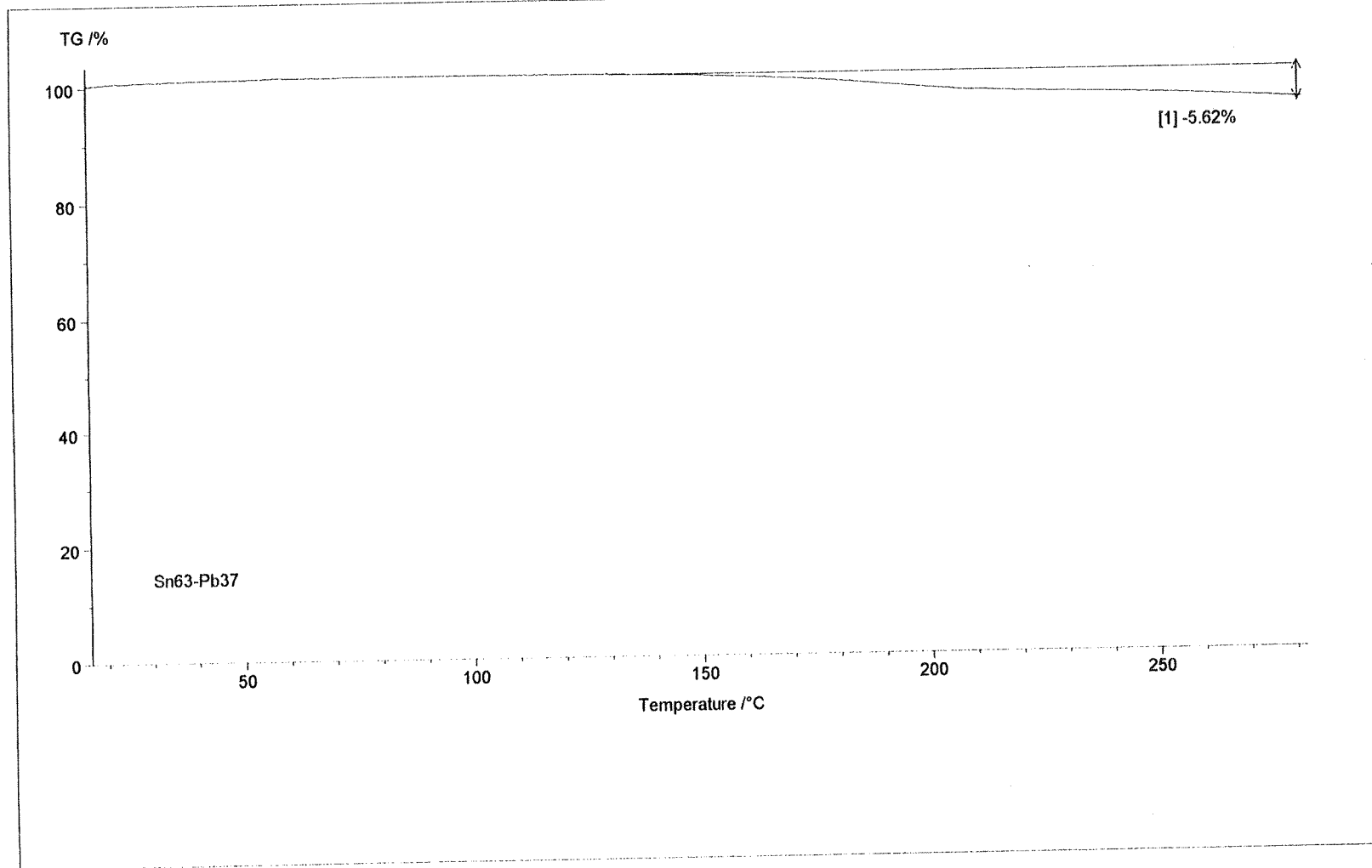


Figura A.1.1 - Curva TG obtida para a amostra de pasta de solda de Sn63-Pb37.

NETZSCH-Gerätebau GmbH Thermal Analysis

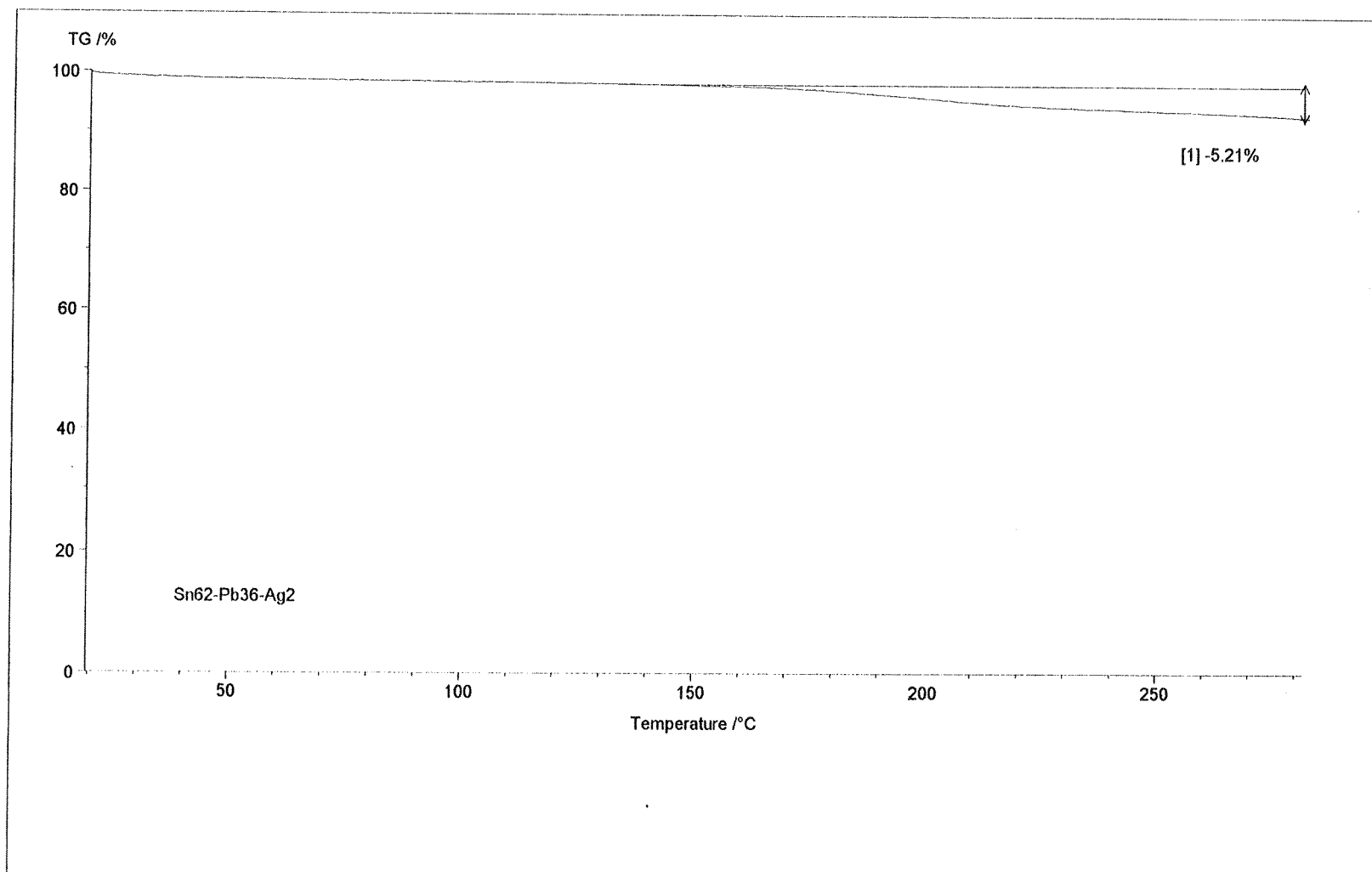


Figura A.1.2 - Curva TG obtida para a amostra de pasta de solda de Sn62-Pb36-Ag2.

NETZSCH-Gerätebau GmbH Thermal Analysis

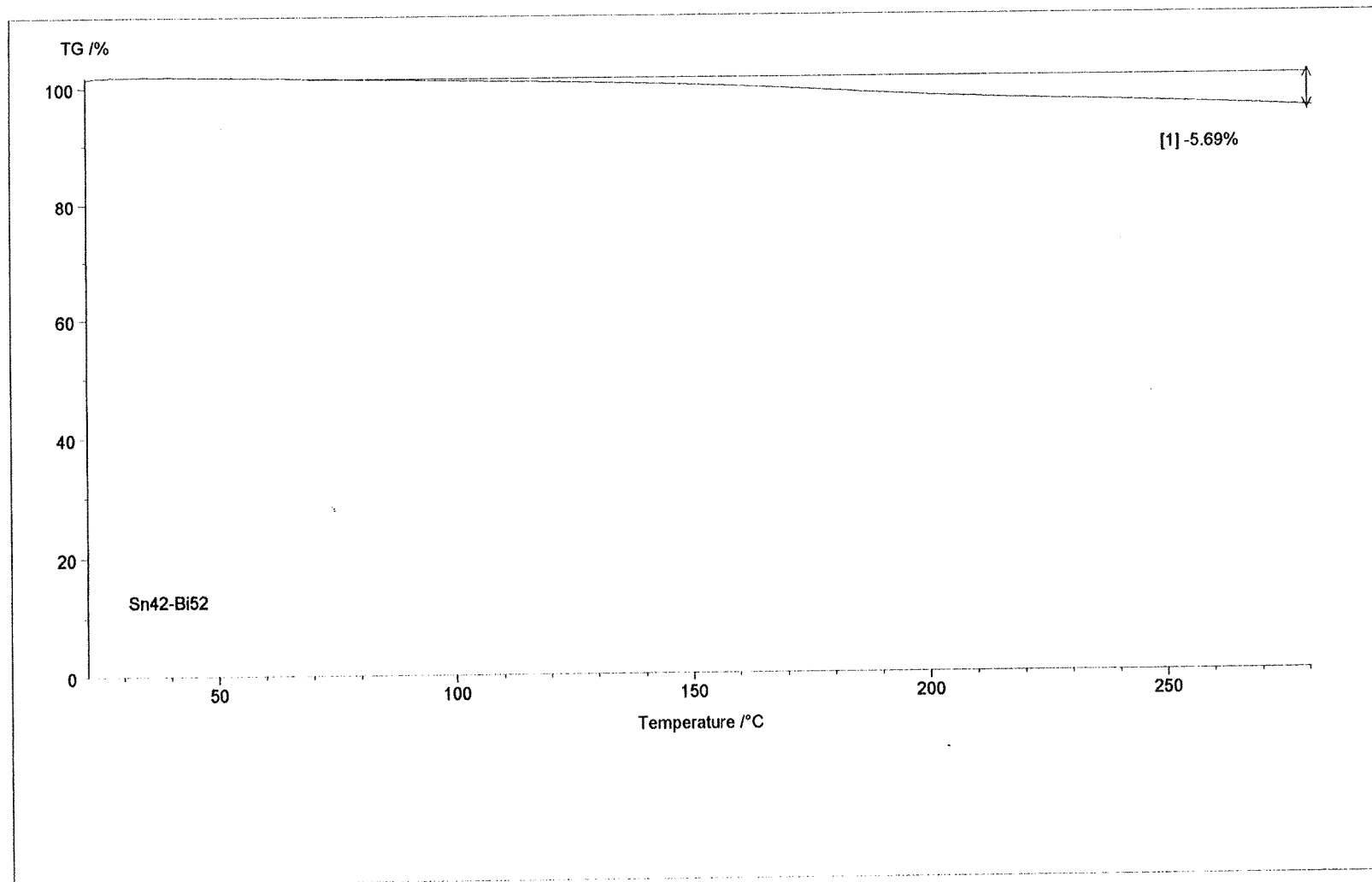


Figura A.1.3 - Curva TG obtida para a amostra de pasta de solda de Sn42-Bi58.

Anexo II

Curvas de DSC para as pastas de solda de Sn63-Pb37, Sn62-Pb36-Ag2 e Sn42-Bi58.

NETZSCH-Gerätebau GmbH Thermal Analysis

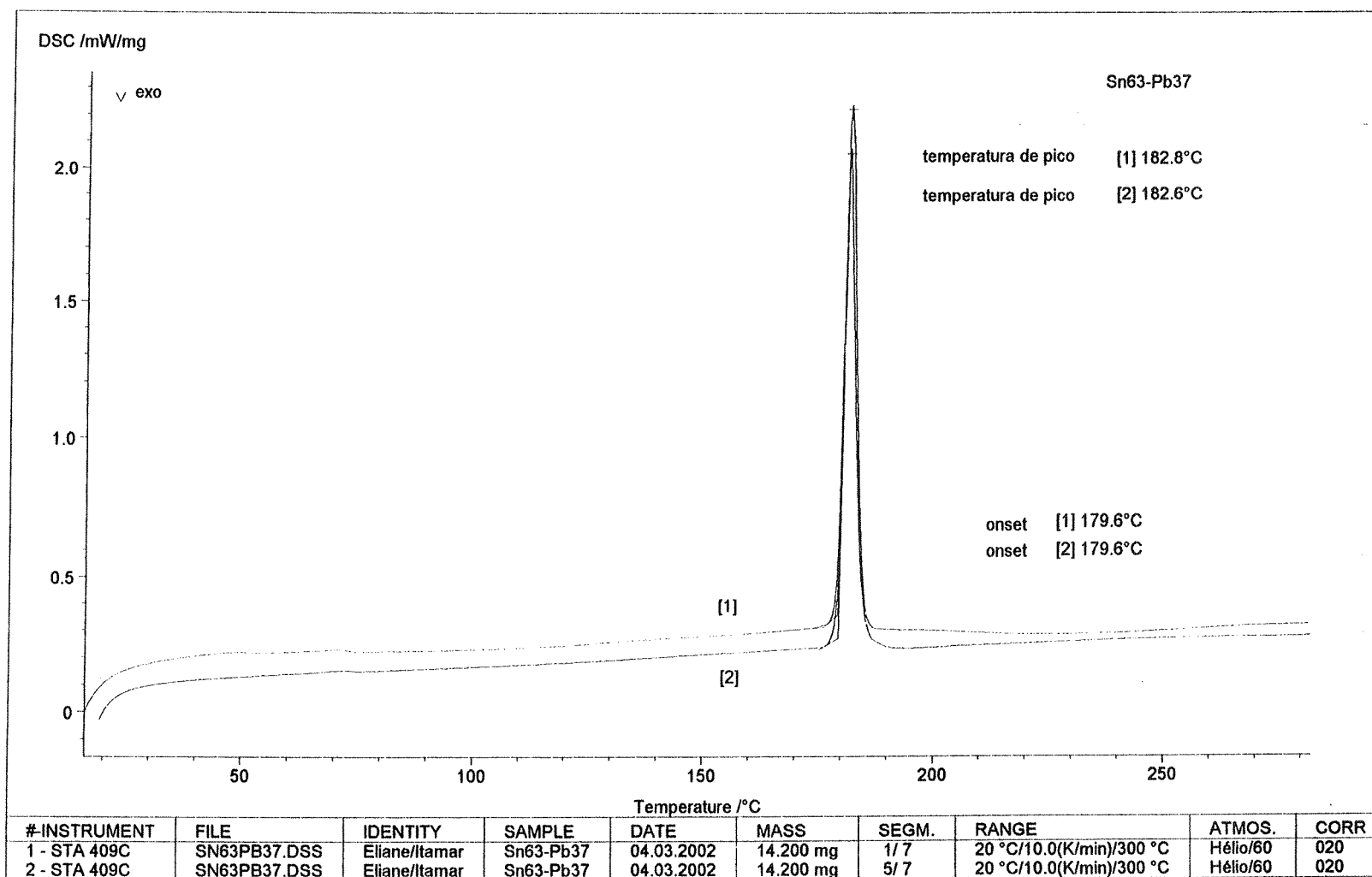
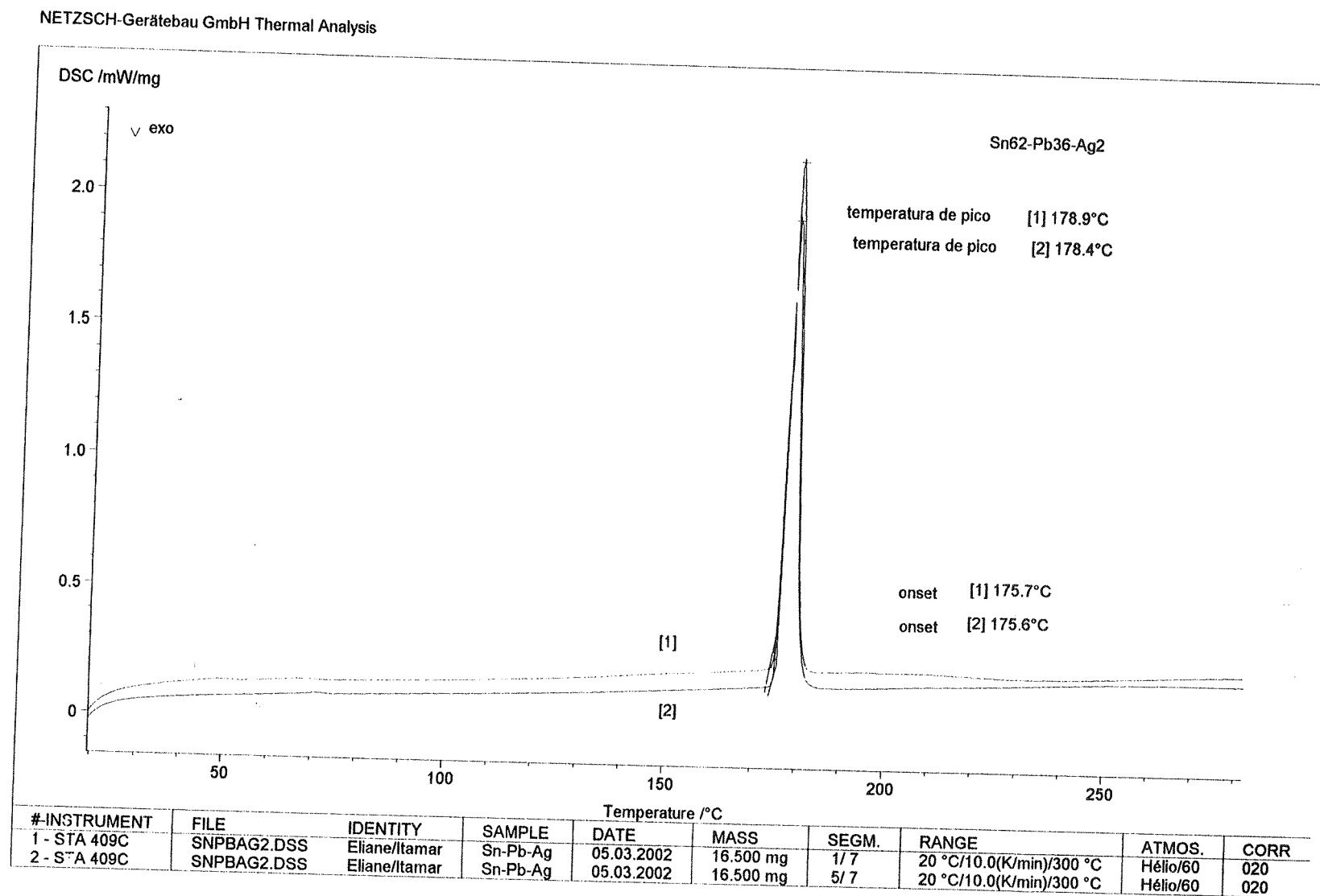


Figura A.2.1 - Curva DSC obtida para a amostra de pasta de solda de Sn63-Pb37.

Figura A.2.2 - Curva DSC obtida para a amostra de pasta de solda de Sn62-Pb36-Ag2.

140



NETZSCH-Gerätebau GmbH Thermal Analysis

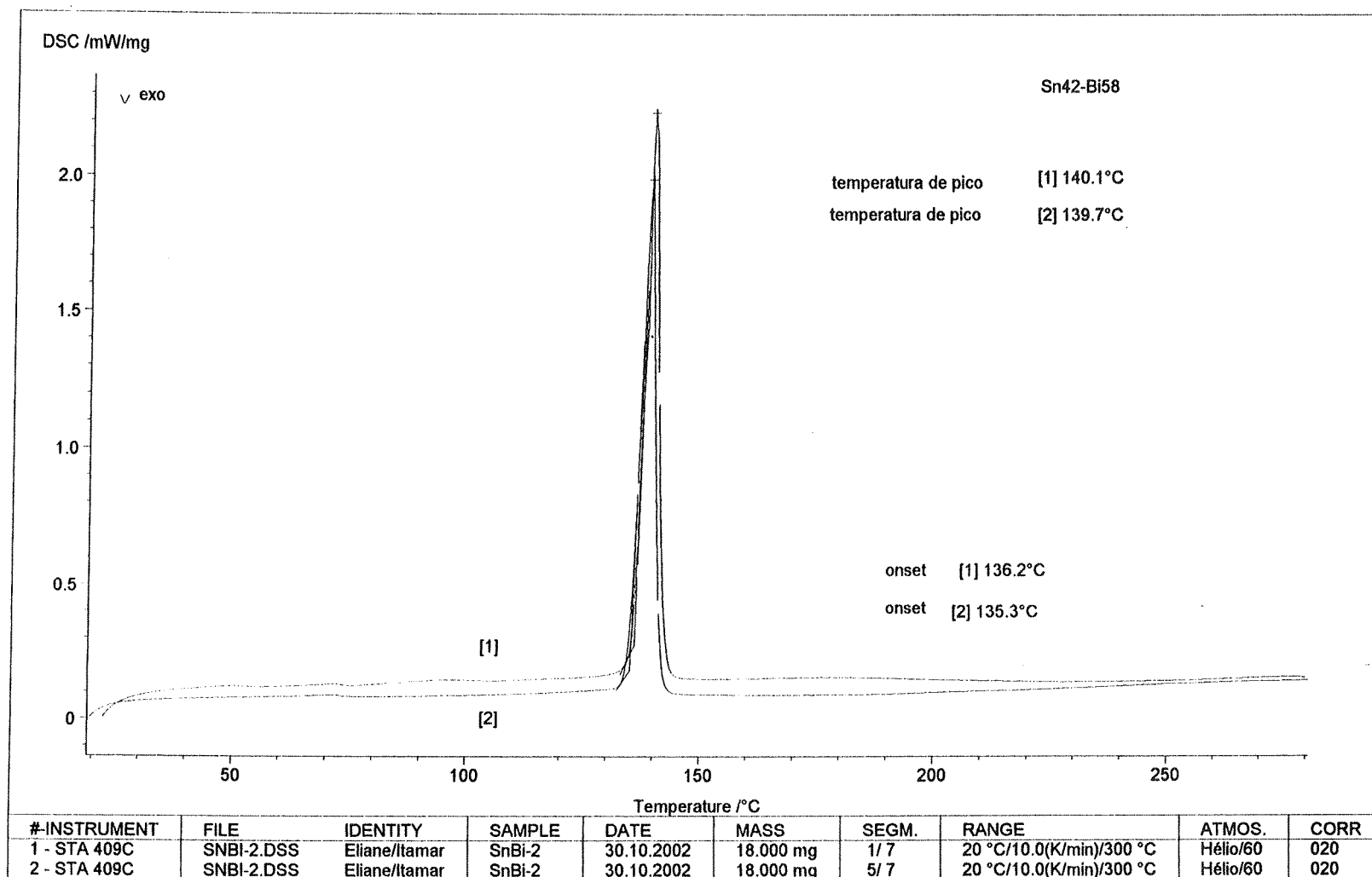


Figura A.2.3 - Curva DSC obtida para a amostra de pasta de solda de Sn42-Bi58.

Anexo III -

Tabelas usadas para obter os diagramas de tensão (MPa) - número de corpos de prova para cada liga de solda usada.

Os dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica realizado em junções de cobre com a liga Sn63-Pb37, com 0,30mm de espessura, encontram-se na tabela A.3.1.

Tabela A.3.1 - Dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, com 0,30mm de espessura.

Número do corpo de prova	Amplitude (kgf)	Tensão (MPa)	Número de ciclos para falhar	Observações
1	4,0	19,6	>200.000	
2	4,25	20,8	>200.000	
3	4,75	23,2	>200.000	
4	5,5	27,0	>200.000	
5	8,5	41,7	>200.000	
6	12,0	58,8	8.206	
7	11,0	53,9	51.300	
8	10,0	49,0	65.267	
9	9,0	44,1	6.691	
10	9,0	44,1	50.900	
11	8,5	41,7	62.185	
12	8,0	39,2	98.819	
13	7,5	36,8	135.339	
14	7,0	34,3	>200.000	
15	7,5	36,8	57.500	
16	7,5	36,8	186.442	
17	7,0	34,3	170.215	
18	6,5	31,9	168.019	
19	6,0	29,4	>200.000	
20	6,5	31,9	>200.000	nova remessa
21	7,0	34,3	>200.000	nova remessa
22	7,5	36,8	>200.000	nova remessa
23	8,0	39,2	>200.000	nova remessa
24	8,5	41,7	104.908	nova remessa
25	8,0	39,2	129.697	nova remessa
26	7,5	36,8	>200.000	nova remessa

Observações:

1. Os corpos de prova de números 1, 2, 3, 6, 7, 8 e 9 que apresentam valores em negrito na tabela A.3.1 constam na figura 4.34, pois foram usados para definir o incremento de carga para o ensaio. Estes corpos de prova não foram utilizados para o cálculo da resistência à fadiga, pois o valor de 0,5kgf foi escolhido como incremento de carga. Embora o corpo de prova de número 9 tivesse um incremento de carga de 0,5kgf, este falhou com um número de ciclos muito pequeno e foi desprezado.
2. Os corpos de prova de números 20, 21, 22, 23, 24, 25 e 26 foram soldados em outro lote de amostras e foram usados no cálculo da resistência à fadiga.
3. Neste primeiro ensaio, os diâmetros das junções, após a retirada do excesso de solda, não foram medidos. O valor de 1,55mm foi assumido para todos os diâmetros das junções, consequentemente, para o cálculo da tensão, a área utilizada foi de $1,89\text{mm}^2$.

Os dados experimentais referentes ao segundo ensaio de fadiga isotérmica realizado em junções de cobre com a liga Sn63-Pb37, com 0,30mm de espessura, encontram-se na tabela A.3.2.

Tabela A.3.2 - Dados experimentais referentes ao segundo ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, com 0,30mm de espessura.

Número do corpo de prova	Amplitude (kgf)	Tensão (MPa)	Número de ciclos para falhar	Diâmetro da região da solda (mm)	Área da região da solda (mm ²)
1	7,5	38,9	>200.000	1,55	1,89
2	8,0	41,5	>200.000	1,55	1,89
3	8,5	44,1	32.332	1,55	1,89
4	8,0	41,5	25.510	1,55	1,89
5	7,5	38,9	>200.000	1,55	1,89
6	8,0	41,5	21.363	1,55	1,89
7	7,5	38,9	17.164	1,55	1,89
8	7,0	36,3	44.970	1,55	1,89
9	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89
10	7,0	36,3	58.834	1,55	1,89
11	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89
12	7,0	36,3	63.309	1,55	1,89
13	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89
14	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89
15	7,5	38,9	33.769	1,55	1,89
16	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89
17	7,5	38,9	120.391	1,55	1,89
18	7,0	36,3	167.528	1,55	1,89
19	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89
20	7,0	36,3	126.697	1,55	1,89

Observações :

1. Os vinte corpos de prova foram soldados no mesmo dia e todos os valores foram utilizados para o cálculo da resistência à fadiga.
2. O diâmetro das junções após a retirada do excesso de solda foi medido com um paquímetro.

Os dados experimentais referentes ao ensaio de fadiga isotérmica realizado em junções de cobre com a liga Sn62-Pb36-Ag2, com 0,30mm de espessura, encontram-se na tabela A.3.3.

Tabela A.3.3 - Dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn62-Pb36-Ag2, com 0,30mm de espessura.

Número do corpo de prova	Amplitude (kgf)	Tensão (MPa)	Número de ciclos para falhar	Diâmetro da região da solda (mm)	Área da região da solda (mm ²)	Observações
1	8,0	41,2	37.668	1,55	1,89	
2	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	
3	7,5	39,2	>200.000	1,55	1,89	48.000
4	8,0	41,2	32.766	1,55	1,89	
5	7,5	39,2	67.700	1,55	1,89	
6	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	3.500
7	7,5	39,2	65.000	1,55	1,89	
8	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	50.000
9	7,5	39,2	>200.000	1,55	1,89	
10	8,0	41,2	95.000	1,55	1,89	
11	7,5	39,2	>200.000	1,55	1,89	6.000
12	8,0	41,2	>200.000	1,55	1,89	
13	7,5	39,2	183.500	1,55	1,89	
14	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	50.000
15	7,5	39,2	>200.000	1,55	1,89	
16	8,0	41,2	120.000	1,55	1,89	
17	7,5	39,2	>200.000	1,55	1,89	
18	8,0	41,2	51.830	1,55	1,89	
19	7,5	39,2	119.380	1,55	1,89	
20	7,0	36,3	25.600	1,55	1,89	
21	6,5	34,3	>200.000	1,55	1,89	
22	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	
23	7,5	39,3	89.770	1,55	1,89	
24	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	

Observações:

1. Os diâmetros das junções foram medidos aleatoriamente e como os valores obtidos ficaram muito próximos de 1,55mm, este valor foi assumido para todos os corpos de prova.
2. Alguns corpos de prova resistiram a mais que 200.000 ciclos, e a quantidade de número de ciclos que ultrapassou o valor estabelecido para o limite do ensaio, encontra-se na coluna observações da tabela A.3.3.

Os dados experimentais referentes ensaio de fadiga isotérmica realizado em junções de cobre com a liga Sn42-Bi58, com 0,30mm de espessura, encontram-se na tabela A.3.4.

Tabela A.3.4 - Dados experimentais referentes ao primeiro ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, com 0,30mm de espessura.

Número do corpo de prova	Amplitude (kgf)	Tensão (MPa)	Número de ciclos para falhar	Diâmetro da região da solda (mm)	Área da região da solda (mm)	Observações
1	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	
2	8,5	44,1	65.580	1,55	1,89	
3	8,0	41,5	18.560	1,55	1,89	
4	7,5	38,9	>200.000	1,55	1,89	115.500
5	8,0	41,5	600	1,55	1,89	
6	7,5	38,9	>200.000	1,55	1,89	157.000
7	8,0	41,5	8.740	1,55	1,89	
8	7,5	38,9	3.800	1,55	1,89	
9	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	46.500
10	7,5	38,9	117.000	1,55	1,89	
11	7,0	36,3	78.250	1,55	1,89	
12	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89	
13	7,0	36,9	9.400	1,55	1,89	
14	6,5	33,7	158.600	1,55	1,89	
15	6,0	31,1	>200.000	1,55	1,89	
16	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89	
17	7,0	36,3	100.000	1,55	1,89	
18	6,5	33,7	>200.000	1,55	1,89	
19	7,0	36,3	>200.000	1,55	1,89	
20	7,5	38,9	>200.000	1,55	1,89	
21	8,0	41,5	>200.000	1,55	1,89	

Observações:

1. Os diâmetros das junções foram medidos com um paquímetro.
2. Para alguns corpos de prova que resistiram a mais que 200.000 ciclos, foi anotado o número de ciclos a mais a que estes continuaram sendo ensaiados sem se romper, e que coincidiram com a finalização do ensaio. Os ensaios foram interrompidos e os corpos de prova não se romperam.

Os dados experimentais referentes ao ensaio de fadiga isotérmica realizado em junções de cobre com a liga Sn63-Pb37, com 0,15mm de espessura, encontram-se na tabela A.3.5.

Tabela A.3.5 - Dados experimentais referentes ao ensaio de fadiga isotérmica para a liga Sn63-Pb37, com 0,15mm de espessura.

Número do corpo de prova	Amplitude (kgf)	Tensão (MPa)	Número de ciclos para falhar	Diâmetro da região da solda (mm)	Área da região da solda (mm ²)	Observações
1	15,0	77,78	4.988	1,55	1,89	
2	13,0	71,98	1.487	1,50	1,77	
3	11,0	60,90	4.787	1,50	1,77	
4	9,0	49,83	23.879	1,50	1,77	
5	8,0	44,30	11.792	1,50	1,77	
6	7,0	38,75	48.319	1,50	1,77	
7	6,0	33,22	82.761	1,50	1,77	
8	5,0	25,93	>200.000	1,55	1,89	
9	5,5	28,52	101.822	1,55	1,89	
10	5,0	27,68	>200.000	1,50	1,77	
11	5,5	28,52	77.167	1,55	1,89	
12	5,0	25,93	145.016	1,55	1,89	
13	4,5	23,33	82.439	1,55	1,89	
14	4,0	20,74	>200.000	1,55	1,89	
15	4,5	23,33	>200.000	1,55	1,89	
16	5,0	25,93	>200.000	1,55	1,89	
17	5,5	28,52	>200.000	1,55	1,89	
18	6,0	29,25	50.583	1,60	2,01	
19	5,5	28,52	>200.000	1,55	1,89	
20	6,0	31,11	130.926	1,55	1,89	
21	5,5	28,52	>200.000	1,55	1,89	
22	6,0	31,11	61.814	1,55	1,89	
23	5,5	28,52	>200.000	1,55	1,89	Nova remessa
24	6,0	31,11	45.417	1,55	1,89	Nova remessa
25	5,5	28,52	192.051	1,55	1,89	Nova remessa

Observações:

- Os corpos de prova de números 23, 24 e 25 foram confeccionados em um outro lote de soldagem, ou seja, o processo de soldagem ocorreu em dias distintos.
- Todos os corpos de prova tiveram os diâmetros da região da junção medidos com um paquímetro e o valor mais freqüente foi o de 1,55mm, que foi assumido para efetuar o cálculo da resistência à fadiga.
- Os corpos de prova de números 1, 2, 3, 4, 5 e 6 que apresentam valores em negrito na tabela A.3.5 constam na figura 4.38, pois foram usados para definir o incremento de carga para o ensaio. Estes corpos de prova não foram utilizados para o cálculo da resistência à fadiga, pois estes apresentam um incremento de carga de 1kgf e o incremento escolhido para a obtenção de resultados foi de 0,5kgf.