



Universidade do Minho
Escola de Engenharia

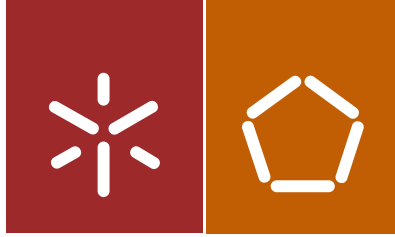
João Paulo Pinto da Costa

Estudo Numérico da Fusão de Solda
no Processo de Soldadura por Reflow

João Paulo Pinto da Costa | Estudo Numérico da Fusão de Solda
no Processo de Soldadura por Reflow

UMinho | 2014

dezembro de 2014



Universidade do Minho
Escola de Engenharia

João Paulo Pinto da Costa

Estudo Numérico da Fusão de Solda
no Processo de Soldadura por Reflow

Dissertação de Mestrado
Ciclo de Estudos Integrados Conducentes ao
Grau de Mestre em Engenharia Mecânica

Trabalho efetuado sob a orientação do
Professor Doutor Delfim Soares
Professor Doutor José Carlos Teixeira

dezembro de 2014

Anexo 3

DECLARAÇÃO

Nome

João Paulo Pinto da Costa

Endereço electrónico: joao.costa.261291@gmail.com

Telefone: 912912391

Número do Bilhete de Identidade: 14016762

Título dissertação /tese

Caraterização das juntas de soldadura de componentes eletrónicos numa PCI

Orientador(es):

Professor Delfim Soares e Professor José Carlos Teixeira

Ano de conclusão: 2014

Designação do Mestrado ou do Ramo de Conhecimento do Doutoramento:

Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica

Nos exemplares das teses de doutoramento ou de mestrado ou de outros trabalhos entregues para prestação de provas públicas nas universidades ou outros estabelecimentos de ensino, e dos quais é obrigatoriamente enviado um exemplar para depósito legal na Biblioteca Nacional e, pelo menos outro para a biblioteca da universidade respectiva, deve constar uma das seguintes declarações:

- 6 É AUTORIZADA A REPRODUÇÃO INTEGRAL DESTA TESE/TRABALHO APENAS PARA EFEITOS DE INVESTIGAÇÃO, MEDIANTE DECLARAÇÃO ESCRITA DO INTERESSADO, QUE A TAL SE COMPROMETE;
- 7 É AUTORIZADA A REPRODUÇÃO PARCIAL DESTA TESE/TRABALHO (indicar, caso tal seja necessário, nº máximo de páginas, ilustrações, gráficos, etc.), APENAS PARA EFEITOS DE INVESTIGAÇÃO, , MEDIANTE DECLARAÇÃO ESCRITA DO INTERESSADO, QUE A TAL SE COMPROMETE;
- 8 DE ACORDO COM A LEGISLAÇÃO EM VIGOR, NÃO É PERMITIDA A REPRODUÇÃO DE QUALQUER PARTE DESTA TESE/TRABALHO

Universidade do Minho, ___/___/_____

Assinatura: _____

AGRADECIMENTOS

Desejo desde já manifestar os meus sinceros agradecimentos a todas as pessoas que direta ou indiretamente contribuíram para a realização deste trabalho.

Gostaria de agradecer primeiramente aos meus orientadores, Professor Delfim Soares, Professor José Carlos Teixeira e Engenheiro José Luís Ribas pela atribuição do tema, ajuda prestada, paciência e disponibilidade demonstradas ao longo de todo o trabalho.

Ao Mestre Nelson Rodrigues pela ajuda e elucidação prestadas na adaptação ao *software* utilizado.

A todos os meus amigos agradeço todo o apoio, ajuda e boa disposição no decorrer deste trabalho em especial ao Paulo Mendes, Paulo Silva, Bruno Arcipreste, Tiago Costa, Fernando Dias, Diogo Costa, Francisco Oliveira, à Helena Sá e à Rita Ferreira.

À Bosch Car Multimedia pelo interesse que me despertaram e pelo tema criado.

Por último mas não menos importante, gostaria de agradecer a toda a minha família em especial aos meus pais pelo apoio incondicional e pelo esforço realizado para que eu pudesse seguir os meus sonhos.

RESUMO

No presente trabalho são modelados três tipos diferentes de casos de estudo efectuados envolvendo a fusão de materiais usando o *software de CFD (Computational Fluid Dynamics) Ansys Fluent*, usando o método VOF (*Volume of Fluid*) para captar a posição das interfaces presentes e o método *Solidification/Melting* que usa uma aproximação *Enthalpy-Porosity* para simular a fusão do material.

O primeiro caso foca-se em analisar a cinética da fusão e o comportamento em queda do fundido de uma placa de um material (sendo que são usados um material polimérico, água, estanho e a atual liga presente nas pastas de solda comerciais SAC 405) na presença de uma fonte térmica. Este estudo compara ainda as várias propriedades dos materiais e verifica a influência da alteração de algumas dessas propriedades nomeadamente a tensão superficial e a entalpia de fusão.

Outro caso estudado trata da determinação da tensão superficial, por meios numéricos, da liga usada em soldadura por onda (SAC 305) em substrato de NiAu e ainda da liga SAC 405 em substrato de Cu através de meios iterativos usando o ângulo de contacto, a densidade da amostra e o volume da mesma e a temperatura como parâmetros de entrada de modo a obter uma geometria semelhante à obtida em testes experimentais efetuados num trabalho paralelo.

Por fim, é simulada a geometria obtida em equilíbrio a temperatura constante pela solda SAC 405 aquando da presença de um componente e sobre um substrato de cobre em um PCB.

ABSTRACT

In the present work Three Different Types of Case Studies are modelled, carried out involving the fusing of a material using the CFD (Computational Fluid Dynamics) software Ansys Fluent, using the VOF method (Volume of Fluid) to capture the position of the existing interfaces and the Solidification/melting method which uses an enthalpy-porosity approach to simulate the fusion of the material.

The first case focus itself in the analysis of fusing process and dropping behaviour of the melted plate (the materials used in the plate are polymer, water, tin and the actual alloy solder pastes SAC 405 used in the industry) in the presence of a thermal source . This study compares various materials properties and verifies the influence of some of these particular properties by changing them (surface tension and heat of fusion).

Another case study treats the determination of surface tension using numerical methods of the alloy used in wave soldering (SAC 305) in a Niau substrate and solder paste SAC 405 in the Cu substrate by iterative means using the contact angle, density and volume of the sample and the temperature as input parameters in order to get the geometry similar to that obtained in experimental tests made in a parallel work.

In the end, the simulation of a geometry obtained in balance at a constant temperature of the SAC 405 soldering alloy is made in the presence of a component and the copper substrate on top of a PCB.

ÍNDICE

Capítulo 1 Introdução	17
1.1. Motivação.....	17
1.2. Objetivos da tese	18
1.3. Estrutura da tese	18
Capítulo 2 Fundamentação teórica.....	21
2.1 Análise à literatura.....	21
2.2 Definição e fabrico de uma PCI (Placa de Circuito Integrado).....	25
2.3 Soldadura por reflow.....	27
2.3.1 Introdução	27
2.3.2 Definição do processo	27
2.3.3 Ciclo térmico.....	29
2.4 Solidificação e evolução das soldas utilizadas industrialmente	31
2.5 Equação geral de transporte e equações governantes da dinâmica de Fluidos	34
2.6 Código em CFD	35
Capítulo 3 Dinâmica Computacional de Fluidos.....	39
3.1. Volumes Finitos	39
3.2. Notação em Volumes Finitos.....	40
3.3. Discretização da equação de transporte aplicada aos Volumes Finitos e em estado estacionário	42
3.4. Acoplamento de pressão-velocidade (SIMPLE).....	47
3.5. Discretização da equação de transporte em estado transiente	48
3.6. Discretização da equação de Energia	50
3.7. Modelo VOF.....	51
3.8. Modelo Solidification/Melting.....	52

3.9. Familiarização com a simulação em Computational Fluid Dynamics	54
3.9.1. Utilização do modelo VOF.....	54
3.9.2. Utilização do modelo Solidification/Melting.....	56
3.9.3. Transferência de calor entre sólidos e fluidos.....	57
Capítulo 4 Casos de estudo	59
4.1. Validação do sistema replicando um exemplo da bibliografia	60
4.2. Substituição do material a fundir por água	62
4.3. Substituição do material a fundir por estanho.....	63
4.4. Substituição do material a fundir pela liga SAC 405	64
4.5. Variação da entalpia de fusão da liga SAC 405.....	65
4.6. Determinação da tensão superficial comparando testes realizados em laboratório.....	66
4.7. Simulação da junta de soldadura na presença de um componente.....	72
Capítulo 5 Resultados e discussão	75
5.1. Validação do sistema replicando um exemplo da bibliografia	75
5.2. Substituição do material a fundir por água	79
5.3. Substituição do material a fundir por estanho.....	81
5.3.1. Comportamento geral da fusão do estanho e do processo de queda	81
5.3.2. Alteração do valor da tensão superficial	84
5.4. Substituição do material a fundir pela liga SAC 405	85
5.4.1. Alteração do valor da entalpia da liga SAC 405.....	87
5.5. Determinação da tensão superficial, obtida em testes práticos, por meios de análise numérica.....	90
5.5.1. Liga SAC 405 em substrato de cobre	92
5.5.2. Liga SAC 305 em substrato níquel-ouro.....	94
5.6. Junta de soldadura na presença de um componente.....	97
Capítulo 6 Conclusões e trabalhos futuros.....	99

6.1	Conclusões.....	99
6.2	Sugestões para trabalhos futuros.....	100
	Referências.....	101

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Designação	Unidades
ϕ	Grandeza escalar	
Γ	Difusividade	
Γ_x	Difusividade pela face x	
W	Nó à esquerda de P	
E	Nó à direita de P	
P	Nó central	
WW	Nó mais à esquerda de P	
EE	Nó mais à direita de P	
δx_{xX}	Distância entre um nó e uma face	
δx_{xx}	Distância entre duas faces	
δx_{XX}	Distância entre dois nós	
u	Velocidade	
u_x	Velocidade na face x	
ϕ_x	Valor de uma grandeza escalar na face x	
ϕ_X	Valor de uma grandeza escalar no nó X	
F_x	Fluxo de massa convectivo por unidade de área através da face x	
D_x	Condutância difusiva na face x	
a_X	Coefficiente da variável ϕ_X	
ΔT	Diferença de temperaturas	[K]
C_p	Calor específico	[J/(kg.K)]
k	Condutividade térmica	[W/(m.K)]
ρ	Densidade	[kg/m ³]
μ	Viscosidade	[kg/(m.s)]
L	Calor latente de fusão	[J/kg]
T_l	Temperatura de <i>Liquidus</i>	[K]
T_s	Temperatura de <i>Solidus</i>	[K]
σ	Tensão superficial	[N/m]
t	Tempo	[s]

LISTA DE ABREVIATURAS

Abreviatura	Designação
PCI	Placas de circuito impresso
PCB	<i>Printed circuit board</i>
SAC	Sn-Ag-Cu
THD	<i>Through-Hole Devices</i>
SMD	<i>Surface mounted devices</i>
TAL	<i>Time above liquidus</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CV	<i>Control Volume</i>
QUICK	<i>Quadratic Upwind Differencing Scheme</i>
VOF	<i>Volume of Fluid</i>
SIMPLE	<i>Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations</i>

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1- Exemplo de uma placa de circuito integrado sem componentes soldados.....	25
Figura 2.2- Exemplo do output após o <i>design</i> de uma PCI.	26
Figura 2.3- Processo de <i>Stencil Printing</i>	28
Figura 2.4 – Representação esquemática de um forno de convecção.	29
Figura 2.5- Ciclo térmico típico de um <i>reflow</i> . Adaptado de (Lau, et al., 2012).	30
Figura 2.6 – Dendrites equiaxiais. Retirado de (Flemings, 1974).	32
Figura 2.7 – Estrutura do grão após crescimento de dendrites equiaxiais. Retirado de (Flemings, 1974).	32
Figura 2.8 – Proporção das soldas comercializadas para soldadura por onda (a) e soldadura por <i>reflow</i> (b) (Adaptado de (Ya-Yun, et al., 2006)).	33
Figura 3.1 - Divisão do domínio 2D com os nós centrados no CV.....	41
Figura 3.2 - Célula computacional 2D e respetiva notação (Retirado de (Campos, 2004)).	41
Figura 3.3 – Volume de controlo circundante ao nó P. Retirado de (Versteeg, et al., 2007).	43
Figura 3.4 – Funções quadráticas usadas no esquema QUICK. Retirado de (Versteeg, et al., 2007).	44
Figura 3.5 - Geometria de teste VOF.....	54
Figura 3.6- Fluido no domínio no instante inicial (a), em 0.026s (b) seguindo-se t=0.032s (c) e t=0.06s (d).....	55
Figura 3.7 - Tensão superficial alterada, instante 0.026s (a), passados 0.032s (b) e 0.06s depois do instante inicial.	55
Figura 3.8 - Geometria de teste do modelo <i>Solidification/Melting</i>	56
Figura 3.9 - Fluxo de massa no instante inicial (a), passados 0.06s (b) e em t=0.5s (c).	57
Figura 3.10 - Geometria da transferência de calor entre dois domínios (sólido e gasoso).....	58
Figura 3.11- Temperatura no domínio no instante inicial (a), após 0,25s (b), em t=0,75s (c) e em t=1s (d).....	58
Figura 4.1 - Geometria do problema, adaptado de (Yangkyun, 2013).....	60
Figura 4.2 - Sistema utilizado para os testes no forno.	68
Figura 4.3 - Vista em corte do sistema utilizado para os testes no forno.	68
Figura 4.4 - Perfil de temperaturas no teste com substrato de cobre.....	69
Figura 4.5 - Perfil de temperaturas no teste com substrato de NiAu.	69

Figura 4.6 - Geometria para determinação da tensão superficial	71
Figura 4.7 – Perfil obtido em laboratório com a liga SAC 405 em substrato de cobre a 503.15 K (a) e a liga SAC 305 em substrato de NiAu a 523.15K.....	72
Figura 4.8 – Geometria definida para a simulação da fusão da solda na presença de um componente.....	73
Figura 5.1 - Comparação entre os resultados obtidos neste trabalho (a) e o estudo feito em (Yangkyun, 2013) (b).....	76
Figura 5.2 - Comparação entre os resultados obtidos neste trabalho e o estudo feito em (Yangkyun, 2013) (b) (continuação).....	77
Figura 5.3 - Variação da variável criada ao longo do domínio.	79
Figura 5.4 – Fração líquida do estanho ao longo do tempo.....	81
Figura 5.5 – Perfil de temperatura verificada na simulação usando estanho ao longo do domínio.	82
Figura 5.6 – Variação da fase do estanho com tensão superficial de 5 N/m.	84
Figura 5.7 - Distribuição da função (4.1) no domínio ao longo do tempo.....	85
Figura 5.8 – Temperatura no domínio no instante $t=1.85s$	86
Figura 5.9 - Temperatura no domínio no instante $t=1.96s$	87
Figura 5.10 – Instante $t=3.18s$ da distribuição da variável criada no domínio.	87
Figura 5.11 - Instante $t=3.59s$ da distribuição da variável criada no domínio.....	88
Figura 5.12 - Indicação da temperatura de fusão 490K para a liga SAC405 no instante $t=1.09s$	88
Figura 5.13 – Indicação da temperatura de fusão 490K com a entalpia de fusão aumentada no instante $t=3.18s$	89
Figura 5.14 – Ângulos de contacto da solda SAC405 em diferentes substratos em função da temperatura obtidos no trabalho prático efetuado em paralelo a este trabalho.....	90
Figura 5.15 – Ângulos de contacto da solda SAC305 em diferentes substratos em função da temperatura obtidos no trabalho prático efetuado em paralelo a este trabalho.....	91
Figura 5.16 – Geometria obtida para uma tensão superficial de 0.548 N/m.....	92
Figura 5.17 - Geometria obtida para uma tensão superficial de 0.75 N/m.....	92
Figura 5.18 – Sobreposição do perfil do menisco obtido em simulação com a imagem retirada do teste em laboratório.	93

Figura 5.19 – Amostra da solda SAC 405 em substrato de cobre onde é visível a acumulação do fluxo.....	93
Figura 5.20 – Resultado obtido com tensão superficial de 0.548 N/m e ângulo de contacto de 35°.....	94
Figura 5.21 - Sobreposição do perfil do menisco da figura 68 com a imagem retirada do teste em laboratório.....	94
Figura 5.22 – Geometria obtida em laboratório para a solda SAC 305 em substrato de NiAu aos 508.15K.	95
Figura 5.23 - Resultado obtido da simulação da fusão da liga SAC 305 em substrato de NiAu com 0.5 N/m de tensão superficial.....	95
Figura 5.24 – Resultado obtido da simulação da fusão da liga SAC 305 em substrato de NiAu com 0.75 N/m de tensão superficial.....	95
Figura 5.25 - Resultado obtido da simulação da fusão da liga SAC 305 em substrato de NiAu com 1 N/m de tensão superficial.	96
Figura 5.26 – Sobreposição da imagem fotográfica do teste prático com o resultado simulado com um ângulo de contacto de 37° e tensão superficial de 0.5 N/m.....	96
Figura 5.27 – Amostra da solda SAC 305 antes do início do teste.	97
Figura 5.28 – Geometria da solda no estado inicial e final (após fusão) na presença do componente.....	98
Figura 5.29 – Variação da temperatura ao longo do domínio.....	98

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades dos materiais usados na simulação.	61
Tabela 2 – Propriedades da água usadas em simulação.	63
Tabela 3 – Propriedades do estanho usadas em simulação.....	64
Tabela 4 - Propriedades da liga SAC405	65
Tabela 5 – Valor alterado da entalpia de fusão.	66
Tabela 6 – Propriedades da liga SAC305 usadas em simulação.	67
Tabela 7 - Determinação da massa da amostra	70
Tabela 8 - Determinação da aresta da amostra	70
Tabela 9 – Propriedades físicas do PCB.....	73

1.1. MOTIVAÇÃO

A presença dos componentes eletrônicos no nosso dia-a-dia tem vindo a aumentar consideravelmente e, atualmente, todos dependemos da tecnologia eletrónica, começando imediatamente quando somos acordados pela ajuda de um simples despertador, passando por tarefas quotidianas como conduzir o seu carro para o trabalho, pelo computador que utiliza para se manter atualizado ou até na televisão que lhe leva as notícias a casa.

O consumo de placas e componentes eletrónicos integrados nessas tecnologias é tão grande que esta indústria que emergiu no século XX tornou-se num negócio global de biliões de euros. Com o avanço das técnicas de produção destas placas eletrónicas, a tendência é que estas possuam cada vez mais componentes, de modo a possuírem cada vez mais funcionalidades, ao mesmo tempo que o tamanho das mesmas se mantenha ou até diminua. No entanto, o agrupamento de demasiados componentes torna difícil a fixação dos mesmos à placa, levando a falhas, quer no processo de fabrico quer em trabalho.

O modo de fixação dos componentes às placas torna-se desta forma fulcral para o bom funcionamento das mesmas. No presente, essa fixação dá-se através de um processo chamado *reflow* e que consiste na união dos componentes à placa de circuito impresso pelo meio de uma pasta de solda sobre a qual os componentes são colocados e que depois passa por um forno onde esta é fundida e une permanentemente os componentes.

As pastas de solda mais utilizadas neste processo eram compostas por uma liga Sn-Pb, mas devido a recentes legislações que impedem a presença do chumbo em componentes eletrónicos devido à toxicidade conhecida do mesmo, tem vindo a ser substituídas por novas ligas sem chumbo chamadas de soldas lead-free.

O problema que se põem é que as novas soldas possuem temperaturas de fusão mais elevadas o que remete para um aumento de temperatura que o componente terá de suportar aquando do processo de fixação do mesmo à placa, podendo levar à danificação do mesmo. Um outro problema existente é que estas soldas comportam-se de forma diferente das soldas previamente utilizadas uma vez que possuem maior tensão superficial e ângulos de contacto.

1.2. OBJETIVOS DA TESE

Este projeto tem por fim o cumprimento dos seguintes objetivos:

- Definição e verificação da influência das propriedades dos materiais na fusão dos mesmos;
- Definição e verificação da influência das propriedades dos materiais no escoamento em queda dos mesmos;
- Estudo do efeito da alteração da tensão superficial entre o material a considerar e o ar;
- Estudo das propriedades que definem a forma de uma gota de um material fundido.

1.3. ESTRUTURA DA TESE

O capítulo 2 apresenta uma descrição da ferramenta CFD utilizada, das placas de circuito integrado e ainda do processo de soldadura por *reflow*.

Encontra-se ainda referido o processo de solidificação bem como a evolução das ligas usadas na soldadura. Por fim está ainda presente uma descrição das equações que governam os fluídos. O terceiro capítulo integra a descrição do método de discretização de Volumes Finitos, do

algoritmo SIMPLE e ainda dos modelos numéricos usados para a simulação do escoamento e da fusão do material.

No quarto capítulo encontra-se a familiarização com o *software* implementado os dois modelos utilizados e ainda a transferência de calor entre sólidos e fluidos. O Capítulo 5 apresenta os casos estudados neste trabalho e no sexto capítulo são analisados os resultados das simulações efetuadas. Finalmente são feitas as principais conclusões e são expostas as sugestões para trabalhos futuros.

Capítulo 2

FUNAMENTAÇÃO TEÓRICA

O presente capítulo serve como base aos seguintes, dispondo de uma análise à literatura onde se expõe os estudos feitos atualmente nesta área, seguindo-se da descrição teórica dos principais componentes envolvidos no processo de soldadura por *reflow* e do processo em si. É ainda abordado o tema da dinâmica de fluidos computacional. Por fim são enumeradas as equações de governação dos fluidos que gerem o comportamento dos mesmos segundo as leis da física.

2.1 ANÁLISE À LITERATURA

A soldadura por *reflow* é uma técnica usada industrialmente para produção das placas de circuito impresso presentes nos mais variados aparelhos eletrónicos do dia-a-dia (rádios, computadores, telemóveis, etc). Com o aumento rápido da procura registado neste mercado surgiu a necessidade de aumentar ritmos de produção, diminuir custos e automatizar o processo. Tal

necessidade originou a criação de linhas de produção automatizadas para produção destas placas de circuito impresso usando a técnica conhecida de *reflow*.

No início da utilização deste processo a solda utilizada continha chumbo o que baixava a temperatura máxima necessária. Mais tarde o chumbo foi banido das soldas a utilizar devido à sua toxicidade e possibilidade de envenenamento, o que levantou um problema com as novas soldas a serem introduzidas uma vez que estas necessitam de uma maior temperatura por forma a fundirem.

Com o aumento da temperatura necessária para fundir a solda utilizada, diminui-se a margem de segurança existente entre a temperatura necessária ao processo e a temperatura à qual se verificam danos nos componentes das placas. Como tal, torna-se necessário conhecer bem a variação da temperatura ao longo da placa de circuito impresso para um melhor *design* da mesma excluindo possíveis defeitos após a concretização do *reflow*.

De modo a melhorar o *design* da placa, atualmente usam-se softwares CFD que permitem prever o perfil de temperaturas que o mesmo irá apresentar aquando da sua passagem pelo forno. Com isto é possível otimizar o desenho removendo potenciais pontos quentes que poderiam de alguma forma levar ao dano de componentes da placa. O procedimento de simulação ainda é recente e ainda existem muitas variáveis a ser analisadas.

Em (Lau, et al., 2012) é feito um acoplamento entre dois *softwares* de simulação (Multi-physics Code Coupling Interface), onde o forno de convecção é modelado usando o software *FLUENT 6.3.26* e o aquecimento estrutural do PCB é tratado pelo software *ABAQUS 6.9*, de modo a investigar a resposta térmica de placas de circuito impresso durante o estágio de pré-aquecimento num forno de convecção.

Foram usadas 5 placas com diferentes níveis de complexidade (variando o número de componentes na placa) por forma a verificar as diferenças a nível de perfil de temperaturas. Através da utilização do *software* CFD foi simulado o fluxo de ar quente na câmara do forno, validando com a comparação da literatura, por forma a obter o gradiente da taxa de transferência de calor ao longo do PCB de modo a que com o software de diferenças finitas, usando este dado como entrada através do acoplamento utilizado foi possível determinar o perfil de temperatura ao longo da placa com o tempo. Foi também apurado que à medida que se aumentava a complexidade do PCB, a temperatura atingida na placa diminuía.

Neste trabalho foi ainda concluído que a descida de temperatura se dava em duas zonas, à volta dos componentes, causado pela diferença de altura entre os componentes e a placa, e entre componentes, onde o fluxo de gás era interrompido diminuindo a velocidade e por consequência a taxa de transferência de calor. Com este estudo, o autor determinou ainda que à medida que a complexidade dos PCB's aumenta também aumenta a diferença de temperatura entre o componente mais quente e o ponto de solda mais frio sendo que os resultados que este obteve foram de $10,4^{\circ}\text{C}$ no pior dos casos sendo que a diferença de temperatura não deve passar os $10\text{-}20^{\circ}\text{C}$ por forma a evitar o empenamento da placa (Belov, et al., 2007).

Porém, é uma prática comum variar a velocidade do tapete do forno por forma a alterar as diferenças de temperaturas determinadas e (Lau, Chun-Sean et al., 2012) verificaram que ao diminuir a velocidade em cerca de 35% a uniformidade da temperatura (temperatura máxima – temperatura mínima) diminuiu em $2,5^{\circ}\text{C}$.

Outro estudo foi realizado por forma a melhor determinar o escoamento do gás dentro do forno. Neste caso, (Balázs, I. et al.) verificou que se formam duas zonas de escoamento laminar em direção às extremidades na lateral do forno ao passo que no centro a velocidade é baixa, implicando que numa direção exista uma grande variação do coeficiente de transferência de calor, implicando problemas na qualidade da solda ou até falhas nas soldas de alguns componentes.

Em (Lau, et al., 2013) foi desenvolvida uma metodologia de *thermal coupling* para uma montagem por BGA (Ball Grid Array) para um forno de infravermelhos-convectivo, novamente utilizando o FLUENT 6.3.26 para modelação do escoamento e o ABAQUS 6.9 para modelação da placa e seus componentes.

Com este trabalho (Lau, Chun-Sean et al., 2013) verificaram que a componente convectiva teve pouco peso no fluxo de calor transmitido para a placa na placa sendo que a maior parte de calor era transferido pela componente radiativa do forno e concluíram que o coeficiente de transferência de calor no PCB era de $48\text{ W/m}^2\cdot\text{K}$, e que a maior amplitude de temperaturas verificada na placa acontecia aquando do pré-aquecimento e tinha o valor de 29°C o que pode causar sérios empenamentos na placa. Foi verificado ainda que a máxima tensão de von-Mises na junta de soldadura se verificou durante o *reflow* e o seu valor foi de 156 MPa o que pode levar a fraturas na junta.

Um dos principais objetivos dos estudos envolvendo *reflow* é com o objetivo de determinar a geometria da solda. Com esse intuito aproximações segundo o método de truncagem de esferas,

a solução analítica do balanço de forças e o método com base na energia são as principais a serem usadas (Chiang, et al., 2001).

Um *software* que tem vindo a ser utilizado para determinar a geometria da soldadura, *Surface Evolver* desenvolvido por Brakke, usando o método da energia e tendo ótimos resultados mas com o entrave de não ser possível verificar casos em que a solda flui para fora do *Solder Pad* (Brakke, 1992) (Brakke, 2005).

De modo a analisar a condição onde a solda flui para fora do *solder pad* e contabilizar a presença da *solder mask*, (Ya-Yun,C et all, 2006) desenvolveu um algoritmo baseado em dinâmica de fluidos. Com esta aproximação foi possível atingir todos os resultados do *Surface Evolver* com a possibilidade de analisar os casos não conseguidos pelo mesmo e tendo ainda a particularidade de poder contabilizar a molhabilidade e espessura o que não era possível no *software* anterior.

Em (Hao, et al., 2006) foram usados dois modelos térmicos, um modelo de componentes e um modelo de junta de soldadura de modo a simular a solidificação com solda *lead free* (sem chumbo) num componente *chip scale* durante a soldadura por reflow. O coeficiente de transferência de calor utilizado foi fruto de um estudo anterior intitulado de “CFD modelling of the flow field inside a reflow oven”. Os resultados do modelo dos componentes determinou que estes arrefeciam mais rápido que o PCB mas o modelo da junta de soldadura determinou que o gradiente de temperatura verificado na mesma não era significativo até que a reação invariante eutética começasse.

Numa abordagem mais prática e simplificada, em (Whalley, 2002) ao invés de simular todo o forno de *reflow* de modo a obter valores do coeficiente de transferência de calor, (Whalley,D.C.,2002) simplesmente colocou sensores num PCB obtendo esses valores à medida que a placa se deslocava pelo forno. Para simplificar ainda mais o processo, o autor usou um modelo 2D para representar o PCB uma vez que o número de Biot (rácio entre a resistência térmica interna com a resistência térmica externa) é significativamente menor que um indicando que o gradiente térmico seria baixo. Uma implicação desta aproximação é que é assumido que não há diferença de temperatura entre os componentes e a área sobre a qual estes assentam no PCB. Esta assunção tem em conta os resultados obtidos por (Sarvar and Conway,1998) em (Sarvar, et al., 1998) mas não pode ser usada em problemas com componentes de grande massa térmica e cuja ligação com o PCB não permita uma boa condução de calor. Com este modelo (Whalley,D.C.,2002) conseguiu resultados precisos apesar da sua simplicidade o que leva a ganhos no tempo de simulação.

2.2 DEFINIÇÃO E FABRICO DE UMA PCI (PLACA DE CIRCUITO INTEGRADO)

Uma placa de circuito impresso (figura 2.1) funciona como suporte mecânico de componentes eletrônicos bem como conector elétrico entre os mesmos pelo meio de substratos de cobre impressos na placa criando os circuitos necessários para o seu funcionamento. As PCI's vieram substituir as tecnologias obsoletas de “*wire-bonding*” e construção ponto a ponto, trazendo enormes vantagens nomeadamente na automatização do processo de fabrico de circuitos eletrônicos, reduzindo o erro humano associado, maior qualidade das ligações, diminuição nos custos e tempo necessário para a construção. Por outro lado, como as ligações são impressas é necessário um esforço adicional aquando do projeto da placa.



Figura 2.1- Exemplo de uma placa de circuito integrado sem componentes soldados.

No ponto de vista da indústria eletrónica, o CAD (*Computer Aided Design*) assume um grande papel no desenvolvimento e *design* das placas de circuito integrado. Com a integração do CAD com o CAM e até o CAE, é possível atingir grandes melhorias aquando da fase de produção de uma placa de circuito integrado (Ball, et al., 1988).

O processo de conceção de uma placa de circuito interno comercial segue os seguintes passos:

- Esquematização do circuito

- Determinação do atravancamento do PCI com base nos circuitos requeridos bem como os componentes necessários
- Definição do número de camadas do PCI
- Incorporação dos componentes tendo em conta a sua geometria e os seus comportamentos térmicos, definindo os *pads* (zona em cobre onde o componente se conecta à placa) e as suas vias de arrefecimento (orifícios extremamente pequenos que aumentam a dissipação de calor gerado pelos componentes). Geralmente estes dois dados são fornecidos pelo vendedor dos componentes.
- Criação do ficheiro *Gerber* (figura 2.2) para conseqüente manufatura.

O grau de complexidade das PCI's varia com a complexidade dos circuitos bem como com o número de camadas que estas possuem. Estas são feitas de um material chamado FR-4, uma matriz de um compósito feito de tecido de fibra de vidro impregnado em resina epóxi, e cobre. O cobre pode ser laminado em apenas uma superfície, "*single-sided*", duas superfícies impressas (uma em cada face chamando-se assim "*double-sided*") ou então com *layers* (camadas) interiores sendo chamado e *multi-layer*.

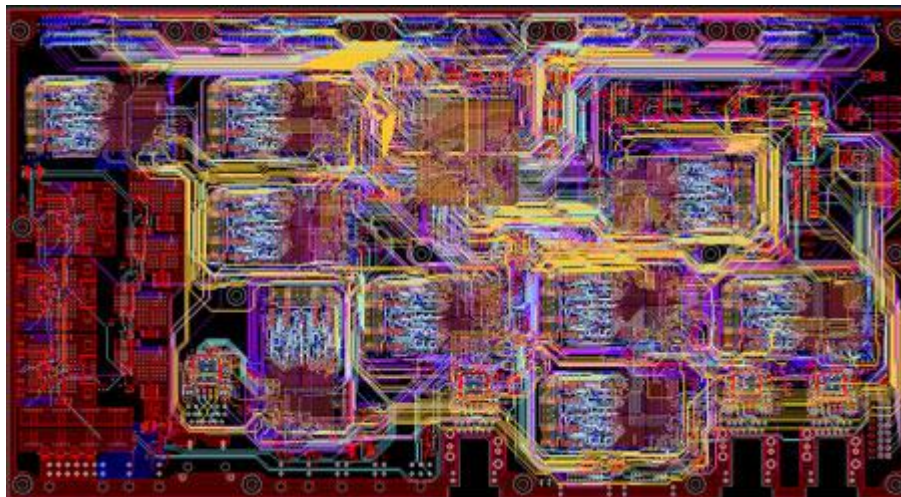


Figura 2.2- Exemplo do output após o *design* de uma PCI.

O código *Gerber* é um formato de imagem vetorial contendo informações sobre camadas de cobre, *solder mask* etc. Após obtenção do código *Gerber* é feita uma revisão de possíveis erros seguida de uma adaptação aos processos de manufatura (tais como compensações por desvios

conhecidos nas máquinas presentes) procedendo por fim à geração dos respetivos códigos necessários para comandar as máquinas incluídas no processo.

2.3 SOLDADURA POR REFLOW

2.3.1 Introdução

Devido às evoluções ocorridas na indústria eletrónica em que são procurados melhoramentos que permitam diminuir os tamanhos das próprias placas de circuitos e desta forma aumentar a densidade de componentes nelas presentes, bem como facilitar a automação do processo, aumentar a segurança e diminuir os custos associados, surgiu a necessidade de substituir a forma como esses componentes eram ligados às placas. Como tal, o tradicional método de *“Wire Bonding”* tem vindo a ser substituído pelo método de *reflow*. Este método permite a montagem de componentes *Surface Mount* ou SMD (componentes que apenas necessitam de ser montados de um lado de uma PCI) e ainda de componentes *Through-hole* ou THD (componentes que possuem pinos que são montados nos buracos presentes no PCI preenchendo o espaço entre os pinos e os buracos com solda) embora para placas com componentes exclusivamente THD seja mais rápido e barato o método de *Wave Soldering*. O método de *reflow* passou a ser então o mais utilizado (na medida possível), uma vez que oferece maior facilidade de automatização, possibilitando conseqüentemente um aumento significativo de volumes de produção bem como uma maior praticabilidade e adaptação de linhas de produção a variações nas PCI's a serem produzidas.

2.3.2 Definição do processo

O processo de *reflow* consiste em quatro fases sendo elas a deposição da solda, a montagem dos componentes, o *reflow* e a limpeza. (Lee, 2002)

A fase de deposição da solda é feita através de um processo chamado *Stencil Printing*. Este processo envolve a utilização de um *stencil* (fina folha de metal) com um padrão cortado semelhante ao padrão de substrato existente no PCB onde é necessário o preenchimento com *Solder Paste* (figura 2.3). O *stencil* é então aplicado em cima do PCB e a solda é depositada por cima do mesmo e depois espalhada com a ajuda de um rodo de modo a preencher os espaços

vazios no stencil. Após a remoção do *stencil*, a solda irá estar depositada convenientemente em cima dos substratos existentes no PCB. Os benefícios deste processo são a maior rapidez, maior

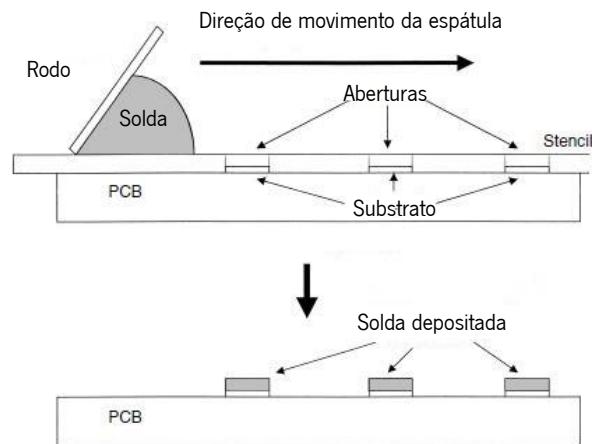


Figura 2.3- Processo de *Stencil Printing*

rendimento, melhor eficácia na deposição da solda e maior controlo sobre o volume de solda usado. Por outro lado, para ser possível a utilização deste processo é necessária uma superfície plana no PCB para a colocação do *stencil*.

Quanto ao processo de colocação/montagem dos componentes o atualmente mais utilizado é o *pick-and-place*. Uma vez depositada a solda nos locais desejados, o PCB (Printed Circuit Board ou Placa de Circuito Interno) desloca-se a uma estação de *pick-and-place*, aí, existe uma máquina que coloca os componentes no sítio correspondente para que os conectores fiquem em contacto com a pasta de solda previamente depositada nos respetivos substratos. (Hodson, 1993)

Uma vez todos os componentes colocados no PCB e a pasta de solda aplicada é altura de realizar o *reflow* em si. Existem vários métodos para executar o *reflow* (forno de convecção forçada, forno de infravermelhos, fase de vapor e condução em linha) (Lee, 2002) sendo que neste trabalho iremos focar no forno de convecção forçada (figura 2.4) uma vez que é este tipo de *reflow* que a empresa associada possui. O *reflow* por convecção forçada consiste num forno onde o aquecimento do PCB é feito através de convecção forçada, como o nome indica, utilizando azoto/árgon que é forçado a passar por um permutador de calor e a circular dentro da câmara de aquecimento.

Esta tecnologia requer um grande volume de gás e uma vez que não deve ser utilizado ar (devido a problemas de oxidação da junta de solda) os custos são moderados. Uma das

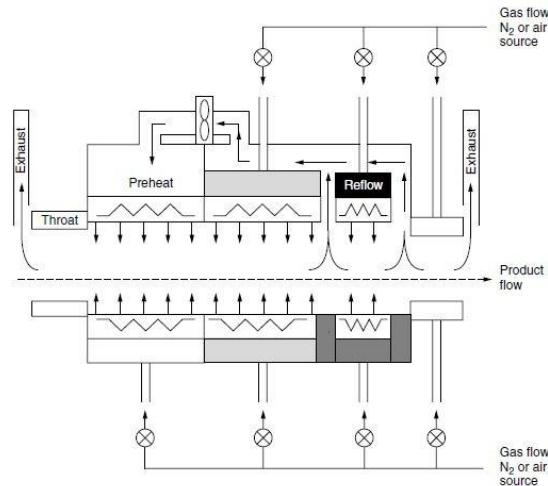


Figura 2.4 – Representação esquemática de um forno de convecção.

desvantagens destes fornos é a maior oxidação da junta de solda devido ao maior fluxo de gás em torno do PCB. (Brammer, 1993)

A última fase do *reflow* é a inspeção/limpeza. A necessidade de realizar a limpeza depende do tipo de solda utilizado (Lee, 2002). Com a atual evolução torna-se óbvio que o ideal é utilizar uma solda que permita a eliminação do processo de limpeza reduzindo desta forma tempos de produção e os custos associados, porém, ainda não é possível eliminar esse passo. Na limpeza o objetivo é remover as partículas existentes deixadas pelos passos anteriores do processo uma vez que estas podem contaminar o PCB. Os tipos de partículas contaminadores presentes são: resíduos de fibra de vidro oriundos da furação do PCB, pó, fibra de algodão, material isolador e cabelo ou pele. (Lee, 2002)

2.3.3 Ciclo térmico

O processo de soldadura por *reflow* está dividido em quatro principais fases, sendo elas o pré-aquecimento, ativação do fluxo, soldadura e arrefecimento (figura 2.5). A temperatura máxima e tempo durante o qual a temperatura se encontra acima da temperatura de fusão da solda utilizada são dos mais importantes parâmetros de um ciclo térmico de *reflow* (Liu, et al., 2001).

Numa primeira fase o PCB passa por uma rampa de aquecimento lento e constante, de modo a não danificar componentes devido ao choque térmico por eles sofrido e também para impedir que ocorra delaminação e consequentes falhas devido aos diferentes coeficientes de expansão térmica dos diferentes materiais (Yang, et al., 2004). É nesta fase que os solventes da

pasta de solda evaporam e é necessário garantir que a temperatura é suficiente para permitir a evaporação total destes de modo a não contaminarem a solda.

A segunda fase é onde ocorre a ativação do fluxo e a dissipação de possíveis contaminantes na solda. Aqui, a temperatura é mantida constante durante um pequeno intervalo de tempo bem definido, garantindo que os voláteis da pasta de solda se evaporem. O fluxo é então ativado e começa-se uma reação de oxido-redução. É necessário um bom controlo da temperatura uma vez que se a temperatura for demasiado alta pode levar à oxidação da pasta, dos *pads* e dos pinos dos componentes, e se for demasiado baixa então o fluxo poderá não ser totalmente ativado. Nesta fase pretende-se ainda uma homogeneização da temperatura em todo o PCB e componentes garantindo que aquando o início da fase de *reflow* todos os pontos de solda estejam à mesma temperatura por forma a serem soldados ao mesmo tempo.

Na terceira fase é onde se dá efetivamente o *reflow*. É aqui que se atinge a máxima temperatura do ciclo térmico. O pico de temperatura é definido pelo componente com menor tolerância a altas temperaturas e por isso mais propenso a ser danificado com as mesmas, desta forma, será este a limitar a temperatura máxima ocorrida no ciclo térmico. Temperaturas demasiado elevadas também poderão causar danos nos circuitos internos dos componentes SMT, ao passo que se a temperatura for demasiado baixa, poderá impedir que a pasta de solda não seja totalmente fundida.

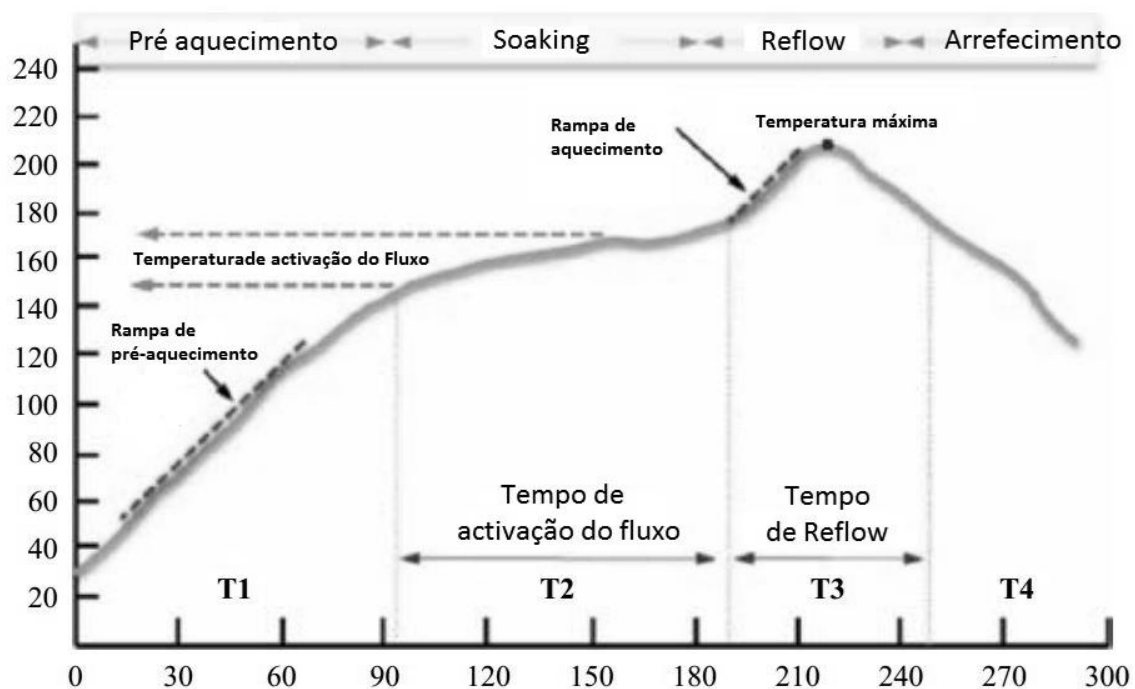


Figura 2.5- Ciclo térmico típico de um *reflow*. Adaptado de (Lau, et al., 2012).

O papel do fluxo nesta fase é reduzir a tensão superficial de modo a que as esferas de solda se combinem e formem um conjunto de solda no estado líquido. Mais uma vez é necessário um intervalo de temperaturas bem definido. Se as temperaturas forem demasiado altas então o fluxo será consumido rapidamente e ocorrerá secagem da pasta de solda antes de se formar uma junta de soldadura, caso a temperatura seja demasiado baixa então o fluxo não será tão efetivo, resultando numa má molhabilidade e degradando a qualidade das juntas de soldadura a formar.

Apesar do *Time Above Liquidus* (tempo em que a solda se encontra no estado líquido) recomendado ser o menor possível, de modo a reduzir efeitos de oxidação e picos de temperatura indesejados, uma vez que a temperatura não é medida em todos os pontos do PCB, torna-se necessário tomar um “fator de segurança” por forma a garantir que existe tempo suficiente para que possíveis “pontos frios” no PCB possam atingir a temperatura de *liquidus* de modo a haver mudança de fase na solda. Ter um TAL (*Time Above Liquidus*) alto também oferece uma margem de segurança a possíveis oscilações na temperatura do forno. Por contrário, se o TAL for demasiado alto então poderão surgir soldas quebradiças devido ao crescimento excessivo dos intermetálicos. Mais uma vez torna-se imperativo definir muito bem tanto a temperatura como o TAL por forma a obter juntas de solda com qualidade em todo o PCB.

Na fase de arrefecimento a principal ideia a ter em conta é que o rápido arrefecimento dá origem à melhor estrutura cristalina na solda mas mais uma vez é necessário ter em atenção o choque térmico sofrido pelos componentes e o empenamento do PCB.

2.4 SOLIDIFICAÇÃO E EVOLUÇÃO DAS SOLDAS UTILIZADAS INDUSTRIALMENTE

A estrutura do crescimento de uma fronteira líquido-sólido pode tomar diversas formas, a mais frequente é a de dendrites equiaxiais (figura 2.6) onde novas dendrites se formam e crescem com orientação aleatória.

O processo de solidificação pode ser dividido em 2 fases: formação de núcleos estáveis e o crescimento dos núcleos estáveis. Durante a solidificação podem existir 3 zonas distintas no material, sendo essas a zona líquida, a zona sólida e a chamada “*mushy zone*”, uma zona onde líquido e sólido coexistem sendo que a temperatura dessa zona se mantém estável na temperatura de fusão do material (Flemings, 1974).

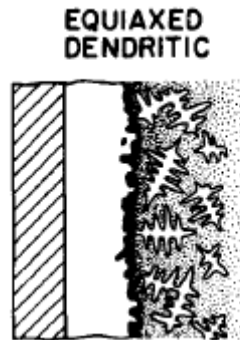


Figura 2.6 – Dendrites equiaxiais. Retirado de (Flemings, 1974).

É nessa *mushy zone* que se dá a formação e o crescimento de núcleos estáveis, sendo que aí se dá um enriquecimento de soluto que ocorre à medida que a solidificação procede. A parte sólida da *mushy zone* é geralmente composta por dendrites equiaxiais que se vão formando a partir dos núcleos estáveis e crescendo até que não exista mais zona líquida entre as mesmas tal como mostram as figura 2.7.

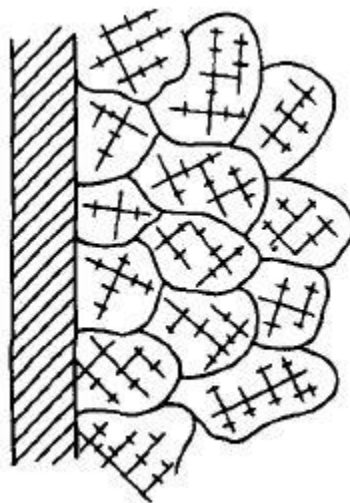


Figura 2.7 – Estrutura do grão após crescimento de dendrites equiaxiais. Retirado de (Flemings, 1974).

Com o aumento da competição internacional torna-se necessário que a indústria microeletrónica fabrique cada vez mais produtos eletrónicos mais pequenos, funcionais e fiáveis. A par disto surgiu a necessidade de eliminar elementos tóxicos, como o chumbo, dos componentes fabricados pela razão óbvia de malefícios para a saúde, havendo uma legislação (Restriction of Hazardous Substances - Directive 2002/95/EC, RoHS e RoHS 2 directive (2011/65/EU)) proibindo a utilização do chumbo nesta indústria e que tem vindo a ser aplicada na União Europeia

no últimos 15 anos. (Abteu, et al., 2000)e (Suhling, 2009). Tornou-se uma necessidade substituir as ligas Sn-Pb normalmente utilizadas.

Estudos demonstraram que as ligas *lead-free* mais adequadas, que respeitassem os critérios de toxicidade, custo, resistência à oxidação, temperatura de *solidus* e compatibilidade com o fluxo eram as ligas à base de estanho, sendo essas as mais utilizadas na indústria (figura 2.8) (Gayle, et al., 2005). A liga Sn-Cu eutética tem a vantagem de ser mais económica relativamente às ligas de Sn-Cu-Ag mas tem a desvantagem de ter uma temperatura de fusão mais elevada (227°C) (Hun, et al., 2001).

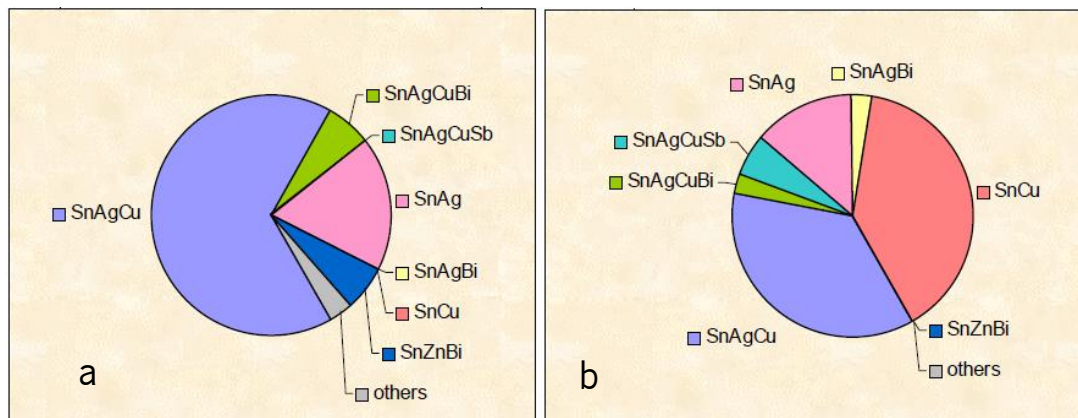


Figura 2.8 – Proporção das soldas comercializadas para soldadura por onda (a) e soldadura por *reflow* (b) (Adaptado de (Ya-Yun, et al., 2006)).

A liga Sn-Cu eutética é conhecida por ter propriedades mecânicas inferiores às de outras soldas lead-free binárias. Isto implica que, para a melhoria das propriedades mecânicas, seja necessário controlar a microestrutura da mesma (Ohnuma, et al., 2000) (Harrison, et al., 2001). Uma das melhores formas de melhorar as propriedades mecânicas de materiais metálicos é a fina dispersão de uma terceira fase estável na matriz (Hun, et al., 2001). (Suganuma, et al., 1995) e (Shen, et al., 2005) demonstraram que com a fina dispersão do composto intermetálico Ag_3Sn , nas ligas binárias Sn-Ag, o tamanho de grão torna-se muito pequeno. Além disto, a solubilidade da prata numa matriz de fase βSn é muito baixa (0.09% massa (Hun, et al., 2001)), mesmo no ponto eutético, o que facilita a obtenção do composto Ag_3Sn na solidificação destas ligas.

Estas propriedades da prata com o estanho fazem com que a adição deste elemento numa liga binária Sn-Cu melhore as suas propriedades mecânicas ao espalhar o composto Ag_3Sn pela matriz. Em (Hun, et al., 2001) são feitos estudos de forma a verificar os benefícios da adição de pequenas quantidades de prata às ligas Sn-Cu eutéticas.

Estudos verificaram que a velocidade de arrefecimento durante o *reflow* das ligas Sn-Ag-Cu é um fator crítico para o controlo da formação de grandes placas de Ag₃Sn nas juntas de soldadura, o que provoca tensões plásticas na solda e até fendas (Frear, et al., 2001) e (Henderson, et al., 2002). A uma velocidade de arrefecimento alta (1.5⁰C/s ou maior) é possível impedir a formação de tais placas durante o *reflow* embora isso não seja sempre prático principalmente quando se usam chips de grande massa (elevada inércia térmica) podendo trazer problemas como o empeno dos PCBs (Henderson, et al., 2002) (Kang, et al., 2003) (Kang, et al., 2003). Por forma a impedir que se formem grandes placas de Ag₃Sn em (Kang, et al., 2003) e (Kang, et al., 2003) o conteúdo de Prata foi reduzido verificando-se que com teores até 3 % (em massa) de Ag, mesmo em condições de arrefecimento lentas (na ordem de 0.02⁰C/s) estas não se formavam. Diminuindo o teor em cobre na liga não teve impacto na formação das placas mas contribui para a diminuição da temperatura entre *solidus* e *liquidus* da liga levando por sua vez a menos defeitos na junta. (Kang, et al., 2003)

2.5 EQUAÇÃO GERAL DE TRANSPORTE E EQUAÇÕES GOVERNANTES DA DINÂMICA DE FLUIDOS

A equação geral de transporte para uma qualquer grandeza escalar em regime transiente assume a seguinte forma:

$$\frac{\delta}{\delta t}(\rho\phi) + \nabla \cdot (\rho u\phi) = \nabla \cdot (\Gamma \nabla \phi) + Q \quad (2.1)$$

O primeiro termo desta equação é o termo transiente e representa a variação de uma grandeza ϕ ao longo do tempo. O segundo termo reproduz a componente convectiva e representa o transporte de ϕ no campo de velocidades. O terceiro termo da equação designa a componente difusiva do transporte e por fim o último termo representa a fonte sendo esta o conjunto de todas as forças externas ou internas que possam atuar sobre o fluido num volume de controlo.

Através da equação de transporte é possível obter as equações governantes. Estas são a base da dinâmica de fluidos e, através de expressões matemáticas garantem três princípios físicos fundamentais:

- Conservação da massa;

- $F = m \cdot a$, 2ª lei de Newton;
- Conservação da energia.

Assumindo que $\phi = u$, $\Gamma = \mu$ e $S_\phi = -\nabla p + \rho \cdot g$ a equação geral de transporte é transformada na equação de momento que garante a 2ª lei de Newton:

$$\frac{\delta \rho u}{\delta t} + \nabla \cdot (\rho \cdot u \cdot u) - \nabla \cdot (\mu \cdot \nabla u) = -\nabla p + \rho \cdot g \quad (2.2)$$

Considerando $\phi = 1$, $\Gamma = 0$ e $S_\phi = 0$ obtém-se a equação da continuidade que garante a conservação da massa:

$$\frac{\delta \rho}{\delta t} + u \cdot \nabla \rho + \rho \cdot \nabla u = 0 \quad (2.3)$$

Por último, se $\phi = C_p T$, $\Gamma = k/C_p$ e $S_\phi = 0$, é possível chegar-se à equação de conservação de energia:

$$\frac{\delta \rho C_p T}{\delta t} + \nabla \cdot (\rho C_p T u) - \nabla \cdot (k \nabla T) = 0 \quad (2.4)$$

2.6 CÓDIGO EM CFD

Computer Fluid Dynamics (Dinâmica computacional de fluidos) é a análise de problemas que envolvem escoamento de fluidos, transferência de calor e os fenômenos associados à mesma (mudanças de fase, reações químicas) através de simulações feitas por computadores, sendo utilizado o Ansys 15 neste trabalho. (ANSYS, Inc., 2012)

Este tipo de ferramenta permite que por vezes não seja necessário proceder à construção de protótipos uma vez que estes poderão ser bastante caros ou porventura as condições a que se pretende simular não são fisicamente plausíveis ou proporcionam riscos elevados de acidentes. Além disto, estes *Softwares* permitem diminuir significativamente o Lead Time de um produto e ainda o custo associado a uma mudança de *design*. (Versteeg, et al., 2007)

Por forma a atacar o problema a simular é necessário usar os algoritmos numéricos que permitem resolver os mesmos. Como tal, todos os *Softwares* CFD comerciais possuem uma interface que permita ao utilizador inserir os parâmetros e ler os resultados obtidos. Então, estes programas são constituídos por três partes vitais: o pré-processador, um *Solver* e um pós-processador.

No pré-processador é onde existe o input dos dados por parte do utilizador por forma a estes serem usados mais à frente no processo de cálculo, para tal torna-se necessário ao utilizador:

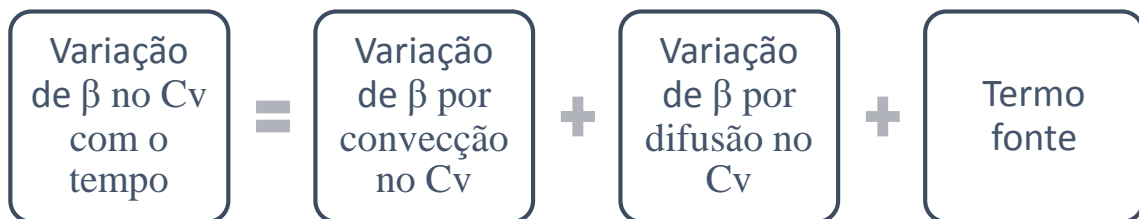
- Definir a geometria do problema, ou seja, o domínio computacional onde se vai proceder ao cálculo
- Gerar a malha, dividindo o domínio computacional em um número volumes de controlo (Cv's) que seja o adequado à resolução do problema em questão
- Selecionar o(s) modelo(s) de fenómenos físicos que se pretende simular
- Definir as características do(s) fluido(s) presentes na modelação, atendendo aos modelos de fenómenos físicos selecionados anteriormente
- Definir as condições de fronteira por forma a estas retratarem a situação que se pretende modelar

A malha é talvez o passo mais importante no pré-processamento uma vez que o número de células dentro da malha irão determinar a exactidão da simulação em questão. [1] Existe aqui então uma relação Número de elementos/ Capacidade de Processamento que é necessária ser bem tratada uma vez que aumentando o número de células será necessária maior capacidade de processamento e logo maiores custos associados. Para contornar esse problema geralmente usam-se malhas não-uniformes possibilitando o refinamento em zonas consideradas problemáticas à partida (onde existe maior variação de propriedades) deixando as zonas onde as variações são ligeiras com menos elementos de malha.

Após os inputs entra a parte do Solver que pode ser dividida em três grandes grupos: diferenças finitas, volumes finitos e elementos finitos (Ferziger, et al., 2002). No Fluent o método usado é um caso especial das diferenças finitas, os volumes finitos e o seu Solver consiste em:

- Integração das equações governantes do escoamento do fluido por todos os volumes de controlo do domínio
- Conversão das equações diferenciais resultantes num sistema de equações algébricas
- Solução das equações algébricas através de um método iterativo

O primeiro passo distingue o modelo dos Volumes Finitos de todos os outros uma vez que a expressão resultante exprime a conservação das propriedades para cada célula. É esta relação entre a parte numérica e o princípio físico de conservação adjacente que faz com que este modelo seja fácil de entender pelos engenheiros e logo o mais utilizado. Após a aplicação do método a uma variável β resulta no seguinte esquema:



Posto isto a solução é obtida através da aplicação de um método iterativo. Dentro dos métodos iterativos utilizados em CFD os mais populares são a solução linha por linha das equações algébricas do TDMA (Algoritmo da Matriz Tri-diagonal) e ainda o método SIMPLE que garante a conexão entre a pressão e a velocidade, a escolha do método depende do tipo de malha aplicada e ainda do número de nós presentes em cada equação algébrica. (Ferziger, et al., 2002)

Após o Solver torna-se necessário analisar os resultados obtidos. Para isso, nos CFD comerciais actuais existe um pós processador que permite ao utilizador uma visualização gráfica desses resultados podendo então interpretar os mesmos da forma desejada. Com este é possível:

- Visualização da malha e do domínio
- Visualização de vectores
- Visualização de contornos por linhas ou por escala
- Visualização de superfícies 2D e 3D (do fluido, das paredes,...)
- Seguimento por partículas

É ainda importante referir que os pós-processadores mais recentes permitem a exportação dos dados obtidos para futura manipulação. Os pós-processadores permitem ainda um mais fácil entendimento do fenómeno a ser simulado aos não especialistas na área. (Versteeg, et al., 2007)

DINÂMICA COMPUTACIONAL DE FLUIDOS

Neste capítulo é descrito o método de Volumes Finitos. Primeiramente o método é introduzido e é explicado o seu funcionamento e algumas diferenças entre outros métodos de discretização. De seguida são apresentadas as notações convencionais em Volumes Finitos bem como a equação de conservação adaptada a este método. Posteriormente, é feita a discretização da equação de transporte aplicada aos Volumes Finitos e em estado estacionário por forma a obter os coeficientes resultantes da simplificação da equação na forma *standard*. De seguida, é ainda descrito o algoritmo de acoplamento de pressão-velocidade SIMPLE desenvolvido por Patankar. No final do capítulo são ainda apresentados os dois modelos utilizados na simulação, nomeadamente o modelo VOF e o modelo *Solidification/melting*.

3.1. VOLUMES FINITOS

Após a definição do modelo matemático (conjunto de equações com derivadas parciais (PDE) ou integro-diferenciais e condições de fronteira) torna-se necessária a discretização dessas

mesmas equações. Para tal existem várias abordagens, sendo as mais importantes o método dos elementos finitos (FE), das diferenças finitas (FD) e dos volumes finitos (FV).

O *software* usado neste trabalho utiliza o método dos volumes. Esta abordagem divide o domínio num número finito de volumes de controlo (CV's) através de uma grelha que define as fronteiras dos mesmos e não os nós computacionais como acontece com o método das diferenças finitas (FD). Após a obtenção da grelha e dos CV's, os nós computacionais são então definidos no centro dos mesmos.

Neste método, a equação de conservação é aplicada para cada CV bem como para o domínio total, uma vez que se forem somadas as equações de todos os volumes se obtém a equação global de conservação. A inclusão da conservação global de fluxos no método é uma das suas principais vantagens para problemas de engenharia, bem como a capacidade para ser usado em geometrias arbitrárias usando malhas estruturadas ou não estruturadas. Por outro lado, é mais difícil a implementação de esquemas de maior ordem (QUICK, Power law), necessita de introduzir correções para malhas não ortogonais e ainda uma especial atenção e tratamento a condições de fronteira de gradiente zero.

Os integrais de superfície e volume são aproximados, por forma a obter uma equação algébrica para um CV particular, usando uma formulação quadrática. Após a obtenção das equações algébricas o sistema obtido pode ser resolvido por meio de um método linear *standard*.

3.2. NOTAÇÃO EM VOLUMES FINITOS

Na secção anterior apenas se considerou a equação geral de conservação para uma quantidade ϕ e assumiu-se que o campo de velocidades e todas as propriedades do fluido eram conhecidas. Em Volumes Finitos isso não acontece e é então usada a forma integral da equação de conservação como ponto de partida:

$$\frac{\delta}{\delta t} \int_V \rho \phi dV + \int_A \rho \phi u \cdot n dA = \int_A \Gamma \nabla \phi \cdot n dA + \int_V q_\phi dV \quad (3.1)$$

Onde V é o volume e A a área da face do volume de controlo. A notação utilizada em Volumes Finitos passa pela inserção de uma grelha no domínio de cálculo por forma a dividir o mesmo em volumes de controlo como ilustrado na figura 3.1.

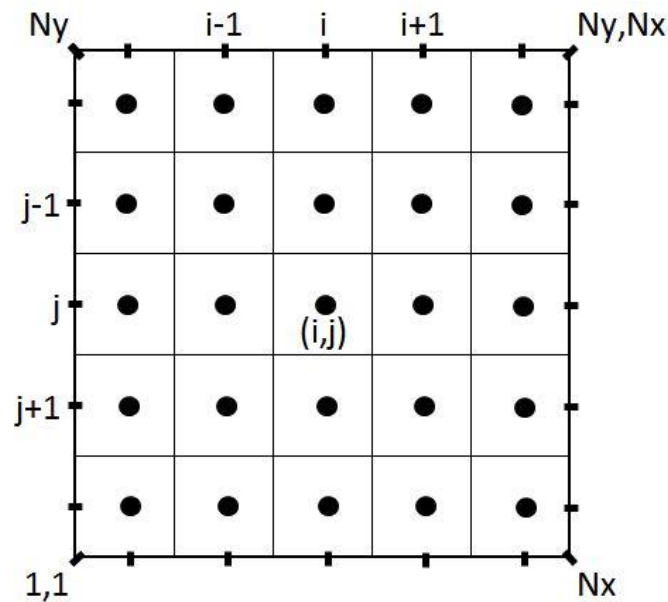


Figura 3.1 - Divisão do domínio 2D com os nós centrados no CV.

Essa divisão pode ser feita com os nós centrados nos Cv's ou com as faces dos Cv's centradas entre os nós, sendo que a primeira oferece uma vantagem relativamente á exatidão da média uma vez que o nó se encontra mais no centróide do Cv sendo por isso a abordagem mais usada (Ferziger, et al., 2002). Na figura 3.2 é possível observar a notação utilizada em mecânica computacional.

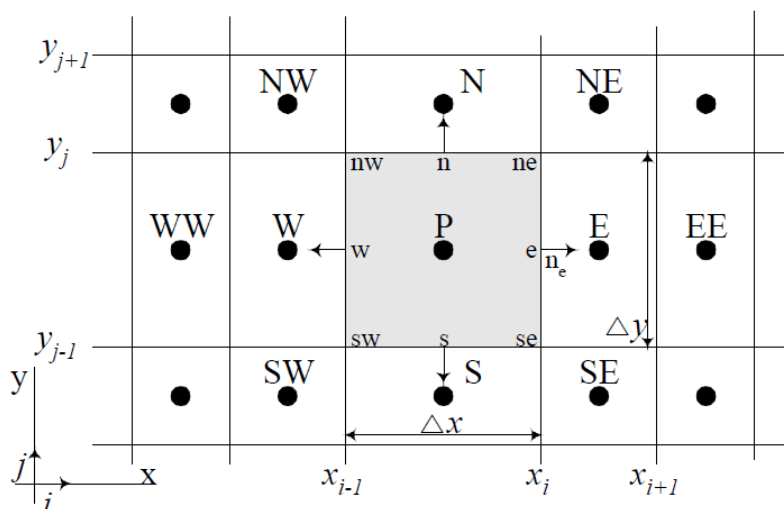


Figura 3.2 - Célula computacional 2D e respetiva notação (Retirado de (Campos, 2004)).

É frequente identificar os volumes de cálculo e os seus adjacentes através de uma notação baseada nos pontos cardeais. Assim é possível facilmente indicar todos os Cv's em torno da célula

computacional em questão da forma indicada na figura anterior. Para problemas de três dimensões o mesmo princípio é utilizado, sendo que um volume de controlo é limitado por seis faces como observado na figura 3.2.

3.3. DISCRETIZAÇÃO DA EQUAÇÃO DE TRANSPORTE APLICADA AOS VOLUMES FINITOS E EM ESTADO ESTACIONÁRIO

Partindo da equação (5), e considerando um problema de convecção e difusão em estado estacionário, a equação assume a seguinte forma, eliminando o termo de transiente:

$$\int_A \rho \phi u \cdot n dA = \int_A \Gamma \nabla \phi \cdot n dA + \int_V q_\phi dV \quad (3.2)$$

Esta equação representa o balanço do fluxo num volume de controlo. O lado esquerdo representa o termo convectivo e o lado direito o termo difusivo bem como a criação ou destruição da variável ϕ dentro do volume de controlo.

O principal problema aquando da discretização de termos convectivos é o cálculo do valor da variável ϕ transportado nas faces do volume de controlo e o fluxo convectivo através destas fronteiras (Versteeg, et al., 2007).

Quando não existe termo fonte, convecção e difusão estacionária de uma propriedade ϕ num dado campo de escoamento u de uma dimensão é governado por:

$$\frac{d}{dx}(\rho u \phi) = \frac{d}{dx} \left(\Gamma \frac{d\phi}{dx} \right) \quad (3.2)$$

Satisfazendo a condição de continuidade temos:

$$\frac{d}{dx}(\rho u) = 0 \quad (3.3)$$

Considerando o volume de controlo 1D na figura 3.3, introduzimos a notificação apresentada no subcapítulo antecedente. O foco de atenção é o ponto central P e os seus vizinhos são identificados por W (west) e E (East) e as faces por w e e .

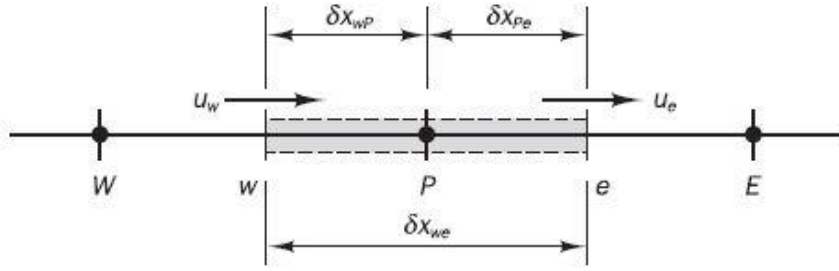


Figura 3.3 – Volume de controle circundante ao nó P. Retirado de (Versteeg, et al., 2007).

Partindo agora da equação (3.2) e integrando-a no volume de controle da figura 3.3, temos:

$$(\rho u A \phi)_e - (\rho u A \phi)_w = \left(\Gamma A \frac{d\phi}{dx} \right)_e - \left(\Gamma A \frac{d\phi}{dx} \right)_w \quad (3.4)$$

Integrando a equação (8) temos ainda:

$$(\rho u A)_e - (\rho u A)_w = 0 \quad (3.5)$$

De modo a obter equações discretizadas é necessário aproximar os termos da equação (3.4). Convencionou-se a definição de duas variáveis F e D para representar o fluxo de massa convectivo por unidade de área e a condutância difusiva na face dos volumes de controle:

$$F_e = (\rho u)_e, F_w = (\rho u)_w \quad (3.6)$$

$$D_e = \frac{\Gamma_e}{\delta x_{PE}}, D_w = \frac{\Gamma_w}{\delta x_{WP}} \quad (3.7)$$

De notar que a área foi retirada uma vez que as áreas das faces são iguais podendo desta forma dividir os dois lados da equação pela mesma. É possível agora escrever a equação integrada da convecção-difusão e da continuidade da seguinte forma respetivamente:

$$F_e \phi_e - F_w \phi_w = D_e (\phi_E - \phi_P) - D_w (\phi_P - \phi_W) \quad (3.8)$$

$$F_e - F_w = 0 \quad (3.9)$$

Para resolver a equação (3.8) é necessário calcular a propriedade transportada ϕ nas faces e e w . Para tal, procedeu-se à aproximação utilizando o esquema QUICK (Quadratic upwind differencing scheme) sendo este o esquema selecionado no *software* utilizado.

O esquema QUICK usa uma interpolação quadrática usando três pontos anteriores (figura 3.4). O valor da variável ϕ na face é obtido por meio de uma função quadrática que passa nos nós que definem a face (nó anterior e posterior à face onde se quer saber o valor da variável) e ainda um ponto a montante. Este terceiro ponto depende da direção do escoamento.

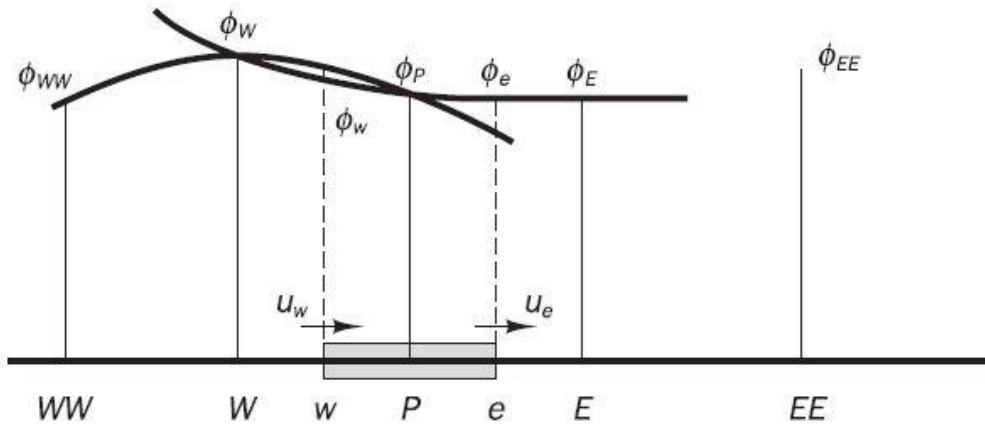


Figura 3.4 – Funções quadráticas usadas no esquema QUICK. Retirado de (Versteeg, et al., 2007).

Quando o valor de $u_w > 0$ e $u_e > 0$, o fluido desloca-se para a direita, o que indica que os pontos a utilizar por forma a descrever uma equação quadrática são os WW , W e P , sendo então possível depois obter o valor da variável em questão na face w . Da mesma forma, quando $u_w < 0$ e $u_e < 0$ o escoamento do fluido está a ser feito para a esquerda implicando desta forma que os pontos selecionados para descrever a equação quadrática seriam os pontos E , P e W . De notar que o valor obtido na face é diferente para os valores nos nós considerados.

Para uma malha uniforme, o valor de ϕ na face entre dois nós i e $i - 1$ e o nó a montante $i - 2$ é dado por:

$$\phi_{face} = \frac{6}{8}\phi_{i-1} + \frac{3}{8}\phi_i - \frac{1}{8}\phi_{i-2} \quad (3.10)$$

Aplicando a função às duas direções do escoamento possível teremos:

Para $u_w > 0$, o valor de ϕ na face w pode ser obtido por:

$$\phi_w = \frac{6}{8}\phi_W + \frac{3}{8}\phi_P - \frac{1}{8}\phi_{WW} \quad (3.11)$$

Para $u_e > 0$ o valor de ϕ na face e pode ser obtido por:

$$\phi_e = \frac{6}{8}\phi_P + \frac{3}{8}\phi_E - \frac{1}{8}\phi_{PW} \quad (3.12)$$

Isto para os termos convectivos. Os termos difusivos são obtidos usando o gradiente da parábola pela qual é feita a aproximação. Ora, como o declive da corda que liga dois pontos em uma parábola é igual ao declive da tangente à parábola no seu ponto médio, os termos difusivos podem ser obtidos por diferenças centrais. Se o fluxo mássico convectivo nas faces w e e for positivo ($F_e > 0, F_w > 0$) é possível escrever a equação (3.8) da seguinte forma:

$$\begin{aligned} & F_e \left(\frac{6}{8}\phi_P + \frac{3}{8}\phi_E - \frac{1}{8}\phi_W \right) - F_w \left(\frac{6}{8}\phi_W + \frac{3}{8}\phi_P - \frac{1}{8}\phi_{WW} \right) \\ & = D_e(\phi_E - \phi_P) - D_w(\phi_P - \phi_W) \end{aligned} \quad (3.13)$$

Podendo ser simplificado em:

$$\begin{aligned} & \left(D_w - \frac{3}{8}F_e + D_e + \frac{6}{8}F_e \right) \phi_P = \left(D_w + \frac{6}{8}F_w + \frac{1}{8}F_e \right) \phi_W \\ & + \left(D_e - \frac{3}{8}F_e \right) \phi_E - \frac{1}{8}F_w \phi_{WW} \end{aligned} \quad (3.14)$$

Estando assim escrito na forma *standard* para equações discretizadas:

$$a_P \phi_P = a_W \phi_W + a_E \phi_E + a_{WW} \phi_{WW} \quad (3.15)$$

Onde:

$$a_W = D_w + \frac{6}{8} F_w + \frac{1}{8} F_e \quad (3.16)$$

$$a_E = D_e - \frac{3}{8} F_e \quad (3.17)$$

$$a_{WW} = -\frac{1}{8} F_w \quad (3.18)$$

$$a_P = a_W + a_E + a_{WW} + (F_e - F_w) \quad (3.19)$$

Para $F_e < 0, F_w < 0$, o fluxo através das faces w e e é dado pelas expressões:

$$\phi_w = \frac{6}{8} \phi_P + \frac{3}{8} \phi_W - \frac{1}{8} \phi_E \quad (3.20)$$

$$\phi_e = \frac{6}{8} \phi_E + \frac{3}{8} \phi_P - \frac{1}{8} \phi_{EE} \quad (3.21)$$

O que após a substituição destes termos na equação (3.8) leva aos seguintes coeficientes:

$$a_W = D_w + \frac{3}{8} F_w \quad (3.22)$$

$$a_E = D_e - \frac{6}{8} F_e - \frac{1}{8} F_w \quad (3.23)$$

$$a_{EE} = \frac{1}{8} F_e \quad (3.24)$$

$$a_P = a_W + a_E + a_{EE} + (F_e - F_w) \quad (3.25)$$

Juntando os dois grupos de coeficientes é possível obter as expressões gerais válidas tanto para direções do fluxo no sentido positivo ou negativo. Os coeficientes resultantes são:

$$a_W = D_w + \frac{3}{8}(1 - \alpha_w)F_w + \frac{6}{8}\alpha_w F_w + \frac{1}{8}\alpha_e F_e \quad (3.26)$$

$$a_E = D_e - \frac{3}{8}\alpha_e F_e - \frac{6}{8}(1 - \alpha_e)F_e - \frac{1}{8}(1 - \alpha_w)F_w \quad (3.27)$$

$$a_{EE} = \frac{1}{8}(1 - \alpha_e)F_e \quad (3.28)$$

$$a_{WW} = \frac{1}{8}\alpha_w F_w \quad (3.29)$$

$$a_P = a_W + a_E + a_{EE} + (F_e - F_w) \quad (3.30)$$

Onde,

$$\alpha_w = 1 \text{ para } F_w > 0 \text{ e } \alpha_e = 1 \text{ para } F_e > 0$$

$$\alpha_w = 0 \text{ para } F_w < 0 \text{ e } \alpha_e = 0 \text{ para } F_e < 0$$

3.4. ACOPLAMENTO DE PRESSÃO-VELOCIDADE (SIMPLE)

Os métodos de acoplamento resolvem simultaneamente a pressão e a velocidade e são geralmente utilizados em problemas de escoamentos incompressíveis. Desenvolvido por Patankar e Spalding (1972) este algoritmo segue um procedimento onde primeiro faz uma estimativa do campo de pressões no domínio e depois procede à sua correção. Este método é ainda habitualmente usado no campo da aerodinâmica uma vez que apesar de necessitarem de muita memória computacional, estes tendem a ser muito robustos e eficazes na resolução de problemas envolvendo escoamentos compressíveis a altas velocidades.

O método seguido por este algoritmo passa por:

- Resolução das equações de momentum baseado na estimativa de um campo de pressões.
- Como normalmente o campo de velocidades obtido através da interpolação das pressões não satisfaz a equação da continuidade, é necessário efetuar uma correção às velocidades e calcular o novo fluxo mássico.
 - Após obtenção dos valores corrigidos, calcula-se a correção da pressão.
 - Por fim atualizam-se os valores corrigidos das velocidades com a nova interpolação da pressão e calcula-se o novo fluxo mássico. Estes três últimos passos são repetidos até convergir.

3.5. DISCRETIZAÇÃO DA EQUAÇÃO DE TRANSPORTE EM ESTADO TRANSIENTE

Em escoamentos transientes é necessário discretizar ainda a coordenada do tempo. As coordenadas espaciais são discretizadas como demonstrado no subcapítulo anterior a cada *time-step*. Os métodos usados são o método explícito, onde todos os fluxos são calculados usando os valores obtidos no instante anterior, o método implícito, usado neste trabalho, necessita da discretização das coordenadas espaciais para o atual *time-step* resultando portanto em um novo sistema de equações a resolver. Existe ainda o método Crank-Nicholson que também é implícito mas que usa uma forma simplificada que permite utilizar menos capacidade computacional que o método tradicional.

Considerando então a equação de transporte transiente a 1D:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x}(\rho u\phi) = \frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma \frac{\partial\phi}{\partial x}\right) + Q \quad (3.31)$$

Podemos proceder à discretização de modo semelhante às coordenadas espaciais, integrando a equação no tempo:

$$\begin{aligned}
& \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) dx dt + \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} (\rho u \phi) dx dt \\
& = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) dx dt + \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \int_w^e Q dx dt
\end{aligned} \tag{3.32}$$

Para o tempo t , existem valores conhecidos de ϕ ao passo que para $t + \Delta t$ não se conhecem os valores da grandeza escalar.

Integrando em xx , usando uma aproximação de primeira ordem, onde o valor de ϕ na face é igual ao valor no nó computacional a montante e admitindo que o escoamento se desloca para a direita, teremos:

$$\begin{aligned}
& \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) \Delta x dt + \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} [(\rho u)_e \phi_E - (\rho u)_w \phi_P] dt \\
& = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} [(\Gamma_e \phi_E) - (\Gamma_w \phi_P)] dt + \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \Delta x dt
\end{aligned} \tag{3.33}$$

Resolvendo os integrais do tempo e usando o método implícito teremos (para o termo difusivo, termo convectivo e termo fonte):

$$[(\rho u)_e^{n+1} \phi_E^{n+1} - (\rho u)_w^{n+1} \phi_P^{n+1}] = [(\Gamma_e \phi_E^{n+1}) - (\Gamma_w \phi_P^{n+1})] + Q \Delta \Omega \tag{3.34}$$

Onde $n + 1$ representa o instante de tempo seguinte.

Para o termo transiente é necessária uma aproximação parabólica para n , $n + 1$ e $n - 1$, sendo n o instante de tempo atual e $n - 1$ o instante temporal anterior:

$$\frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} \frac{\partial}{\partial t} (\rho\phi) \Delta x dt = \frac{\rho \Delta x}{\Delta t} \left(\frac{3\phi_P^{n+1} - 4\phi_P^n + \phi_P^{n-1}}{2\Delta t} \right) \tag{3.35}$$

Reescrevendo a equação 3.32 devidamente integrada teremos:

$$\begin{aligned} \frac{\rho\Delta x}{\Delta t} \left(\frac{3\phi_P^{n+1} - 4\phi_P^n + \phi_P^{n-1}}{2\Delta t} \right) + [F_e^{n+1}\phi_E^{n+1} - F_w^{n+1}\phi_P^{n+1}] \\ = [(\Gamma_e\phi_E^{n+1}) - (\Gamma_w\phi_P^{n+1})] + Q\Delta\Omega \end{aligned} \quad (3.36)$$

Onde F_e representa o fluxo mássico convectivo. Decompondo finalmente a equação 3.36 obtém-se:

$$a_E\phi_E^{n+1} + a_P\phi_P^{n+1} + b_P\phi_P^n + d_P\phi_P^{n-1} = c \quad (3.37)$$

Em que:

$$a_E = F_e^{n+1} - \Gamma_e \quad (3.38)$$

$$a_P = \frac{3\rho\Delta x}{2\Delta t} - F_w^{n+1} - \Gamma_w \quad (3.39)$$

$$b_P = -\frac{2\rho\Delta x}{\Delta t} \quad (3.40)$$

$$d_P = \frac{\rho\Delta x}{2\Delta t} \quad (3.41)$$

$$c = Q_P\Delta\Omega \quad (3.42)$$

3.6. DISCRETIZAÇÃO DA EQUAÇÃO DE ENERGIA

A equação de conservação da energia pode ser escrita da seguinte forma:

$$\frac{\delta\rho C_p T}{\delta t} + \frac{\partial}{\partial x}(\rho C_p T u) - \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) = 0 \quad (3.43)$$

Usando a aproximação usada para a discretização do espaço, segundo o método QUICK, foi possível obter a seguinte equação da conservação de energia discretizada:

$$\begin{aligned}
& \frac{\rho C_p \Delta x}{\Delta t} \left(\frac{3T_P^{n+1} - 4T_P^n + T_P^{n-1}}{2\Delta t} \right) + [(\rho C_p u)_e^{n+1} - k_e^{n+1}] \\
& \cdot \left[\left(\frac{6}{8} T_P^{n+1} + \frac{3}{8} T_E^{n+1} - \frac{1}{8} T_W^{n+1} \right) \right] + [-(\rho C_p u)_w^{n+1} - k_w^{n+1}] \quad (3.44) \\
& \cdot \left[\left(\frac{6}{8} T_W^{n+1} + \frac{3}{8} T_P^{n+1} - \frac{1}{8} T_{WW}^{n+1} \right) \right] = 0
\end{aligned}$$

3.7. MODELO VOF

O modelo de VOF foi desenvolvido por Hirt e Nichols (1981) e a base deste método passa pela utilização de uma função escalar que indica em cada Cv um valor entre 0 e 1 por forma a indicar a fração de determinado fluido nesse Cv, sendo que se o valor dessa função nesse Cv for 1 a célula está completa com esse fluido e se for 0 então esse Cv não contém fluido. Isto implica que os Cv's em que esta função tem um valor compreendido entre 0 e 1 possuem os dois fluidos e, logo, uma interface entre eles (Hirt, et al., 1981). O próprio valor corresponde às proporções relativas de cada fluido que ocupa o volume de controlo.

Este método permite poupar memória e tempo de processamento uma vez que em vez de existirem equações governantes para cada um dos fluidos apenas existe uma equação de advecção necessária para propagar a função indicadora através do domínio sendo eficiente em termos de memória e tempo de processamento e permitindo uma fácil implementação em Volumes Finitos.

No método de VOF é ainda possível determinar onde se encontra o fluido numa célula de fronteira (onde existe a superfície livre), para isso, é necessário encontrar em que direção o valor da função escalar varia rapidamente. Quando calculadas, as derivadas de F podem ser usadas para determinar a normal à superfície, por fim, sabendo a normal e sabendo ainda o valor de F é possível construir uma linha que corta a célula e que define a interface. A evolução de F com o tempo é governada pela seguinte equação:

$$\frac{\partial F}{\partial t} + u \frac{\partial F}{\partial x} + v \frac{\partial F}{\partial y} = 0 \quad (3.45)$$

Contudo este método tem a desvantagem de ser difícil obter uma fração de volume bem delimitada entre valores físicos de 0 e 1 e manter uma interface bem definida. Para contornar este

problema uma série de estudos foram feitos e várias técnicas foram aplicadas incluindo *line techniques*, formulações de *donor-acceptor* e esquemas de diferenciação de alta ordem.

(Černe, et al., 2002) descobriu em através do estudo de erros numéricos do esquema de VOF que em geral os valores óbitos por este método são dependentes da malha o que poderá afetar a definição do fenómeno físico. Estes erros ocorrem uma vez que o método não permite a modelação de partículas de fluido mais pequenas que os elementos da malha. Uma possibilidade de solução para estes erros é a utilização de um refinamento de malha adaptativo que permite que a malha seja refinada durante o cálculo onde necessário, permitindo manter a velocidade de processamento.

(Biausser, et al., 2004) desenvolveu um método tridimensional semi-Lagrangiano combinado com o VOF em que as equações de Navier-Stokes são resolvidas para cada fluido permitindo a modelação de fluidos com propriedades muito distintas e evitando a descontinuidade ao longo da interface. Este método elimina a velocidade de processamento alta do VOF uma vez que é necessário resolver as equações para cada fluido.

Um método bastante radical é o de Maronnier. Em (Maronnier, et al., 2003) em vez de um problema advectivo são resolvidos dois, um para o campo de velocidades e outro para a fração de volume. Por forma a corrigir o campo de velocidades é resolvido o problema generalizado de Stokes. Este método é radical uma vez que usa duas malhas diferentes aquando da discretização do espaço. Uma malha estruturada e de elementos hexaédricos é usada para a solução dos problemas advectivos ao passo que o problema de Stokes é resolvido numa malha não estruturada e com elementos tetrahédricos usando elementos finitos, permitindo desta forma separar a convecção e a difusão em malhas diferentes simplificando a utilização de métodos de discretização mais precisos no método de VOF e permitindo ainda a simulação de escoamento de fluidos em geometrias mais complexas.

3.8. MODELO SOLIDIFICATION/MELTING

O modelo de Solidification/Melting presente no Fluent é baseado numa técnica chamada Enthalpy-Porosity desenvolvida por (Brent, et al., 1998) e consiste na criação de uma nova variável, β , que indica a fração de cada Cv que está no estado líquido. A fração líquida é então uma nova variável inerente a cada Cv e é calculada em cada iteração com base no balanço de entalpia (ANSYS, Inc., 2012). Quando a variável assume o valor 0, o material encontra-se no estado sólido,

ao passo que quando esta toma o valor de 1 o material está na fase líquida. Nesta técnica, a zona em que o valor de β varia entre 0 e 1 é chamada a “Mushy zone”. Esta zona é modelada como porosa onde a porosidade decresce de 1 para 0 à medida que o material solidifica, atingindo o valor de 0 e implicando que a velocidade desça também para 0.

As equações que definem a fração líquida são as seguintes:

$$\beta = 0 \text{ se } T < T_{solidus} \quad (3.46)$$

$$\beta = 1 \text{ se } T > T_{liquidus} \quad (3.47)$$

$$\beta = \frac{T - T_{solidus}}{T_{liquidus} - T_{solidus}} \text{ se } T_{solidus} < T < T_{liquidus} \quad (3.48)$$

De notar que se a substância a ser usada for um material puro, a variável apenas possui valor de 0 ou 1 uma vez que a temperatura de *solidus* e *liquidus* serão a mesma. Em materiais como ligas binárias, existe um intervalo entre *solidus* e *liquidus* onde beta pode assumir um valor entre 0 e 1.

3.9. FAMILIARIZAÇÃO COM A SIMULAÇÃO EM COMPUTATIONAL FLUID DYNAMICS

3.9.1. Utilização do modelo VOF

Para a simulação do modelo de VOF foi modelado um cubo de água dentro de um volume fechado (figura 3.5) em que subitamente as restrições que definiam o volume como um cubo deixam de existir e o fluido desloca-se livremente no domínio devido à força da gravidade.

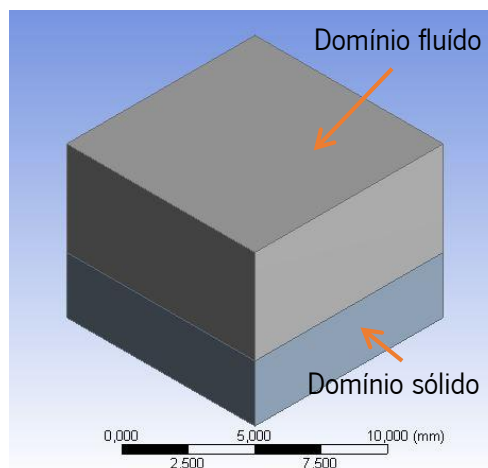


Figura 3.5 - Geometria de teste VOF.

O modelo inclui um domínio fluido onde duas fases irão coexistir (ar e água) e um domínio sólido, apenas para representação, em alumínio.

É possível verificar através das imagens da figura 3.6 em diferentes estados temporais que o comportamento do fluido foi semelhante ao comportamento natural da água, dada a sua viscosidade e tensão superficial.

Para verificar o efeito da variável tensão superficial, foi estudado um caso em que a mesma teria o valor de 10 vezes mais que o do caso anterior, sendo que todas as outras propriedades foram mantidas e a tensão superficial foi a única alteração. Os resultados obtidos encontram-se na figura 3.7.

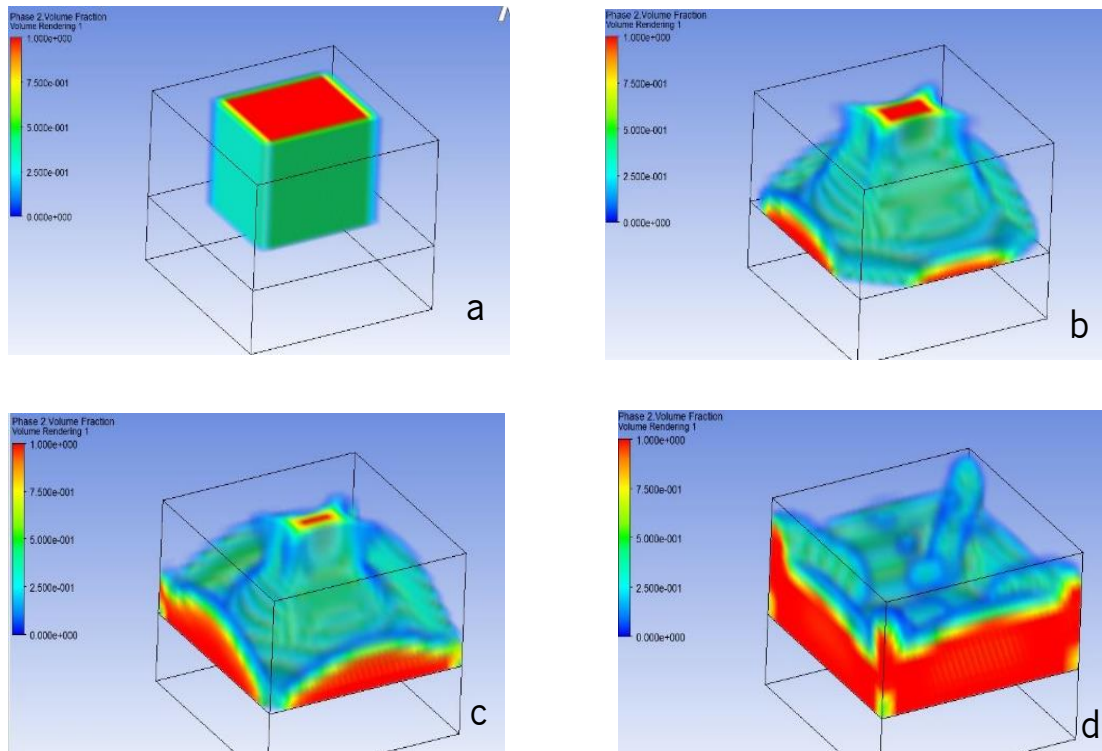


Figura 3.6- Fluido no domínio no instante inicial (a), em 0.026s (b) seguindo-se $t=0.032s$ (c) e $t=0.06s$ (d).

O comportamento da água com o valor da tensão superficial alterado comprova o que seria de esperar. É possível verificar que em instantes iguais, o fluido comporta-se de forma diferente fruto de uma maior atração lateral e interna nas moléculas de superfície do fluido.

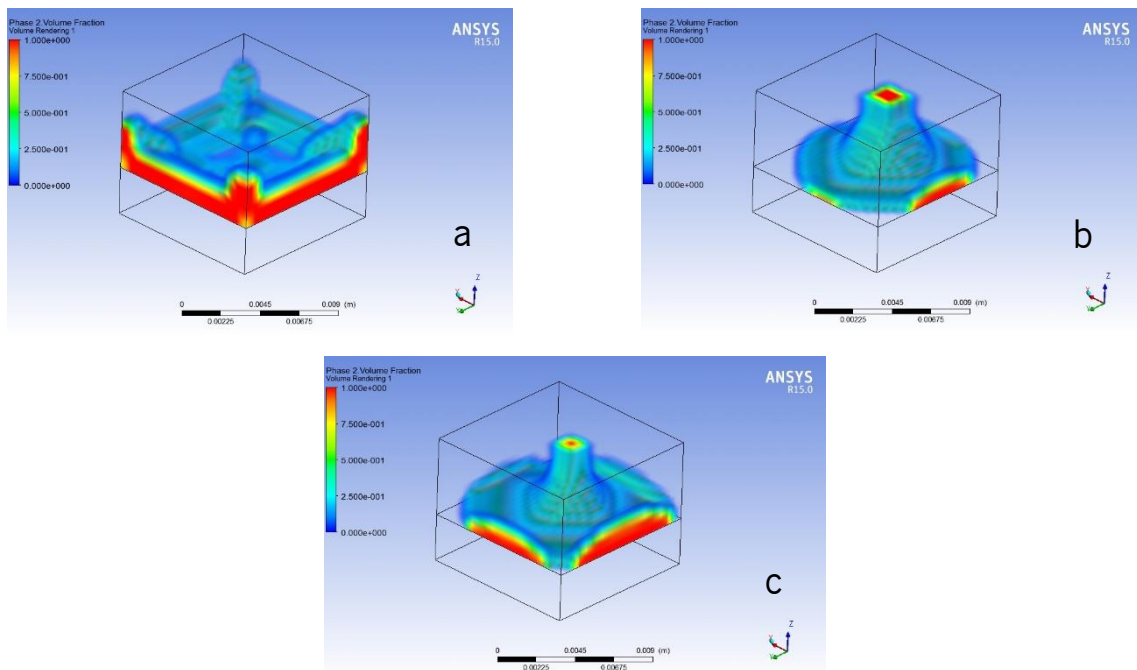


Figura 3.7 - Tensão superficial alterada, instante 0.026s (a), passados 0.032s (b) e 0.06s depois do instante inicial.

3.9.2. Utilização do modelo Solidification/Melting

Uma vez obtida uma simulação aceitável com o modelo de VOF, partiu-se para a utilização do modelo de *Solidification/Melting* de modo a mais uma vez nos familiarizarmos com todos os parâmetros envolvidos no mesmo.

Desta vez, a geometria apenas consiste num paralelepípedo maciço de metal onde uma das paredes foi colocada a uma temperatura de 1500K (figura 3.8) sendo que a temperatura de *solidus* do material era de 1100K e a de *liquidus* 1200K, obtendo-se os resultados observáveis na figura 3.9.

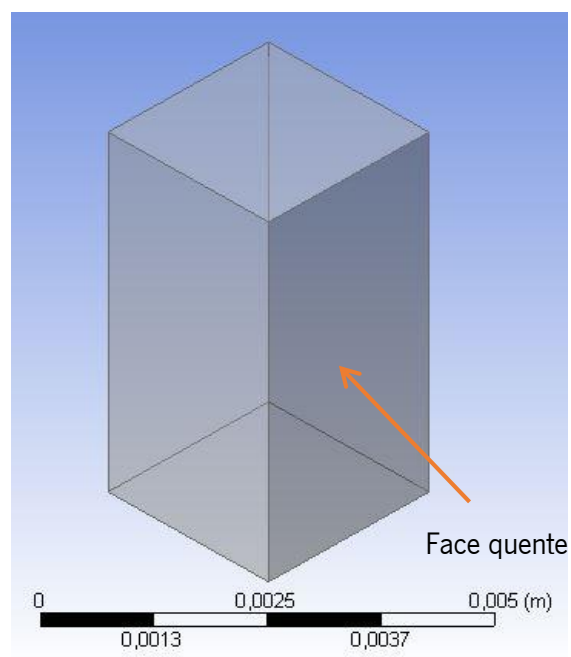


Figura 3.8 - Geometria de teste do modelo *Solidification/Melting*.

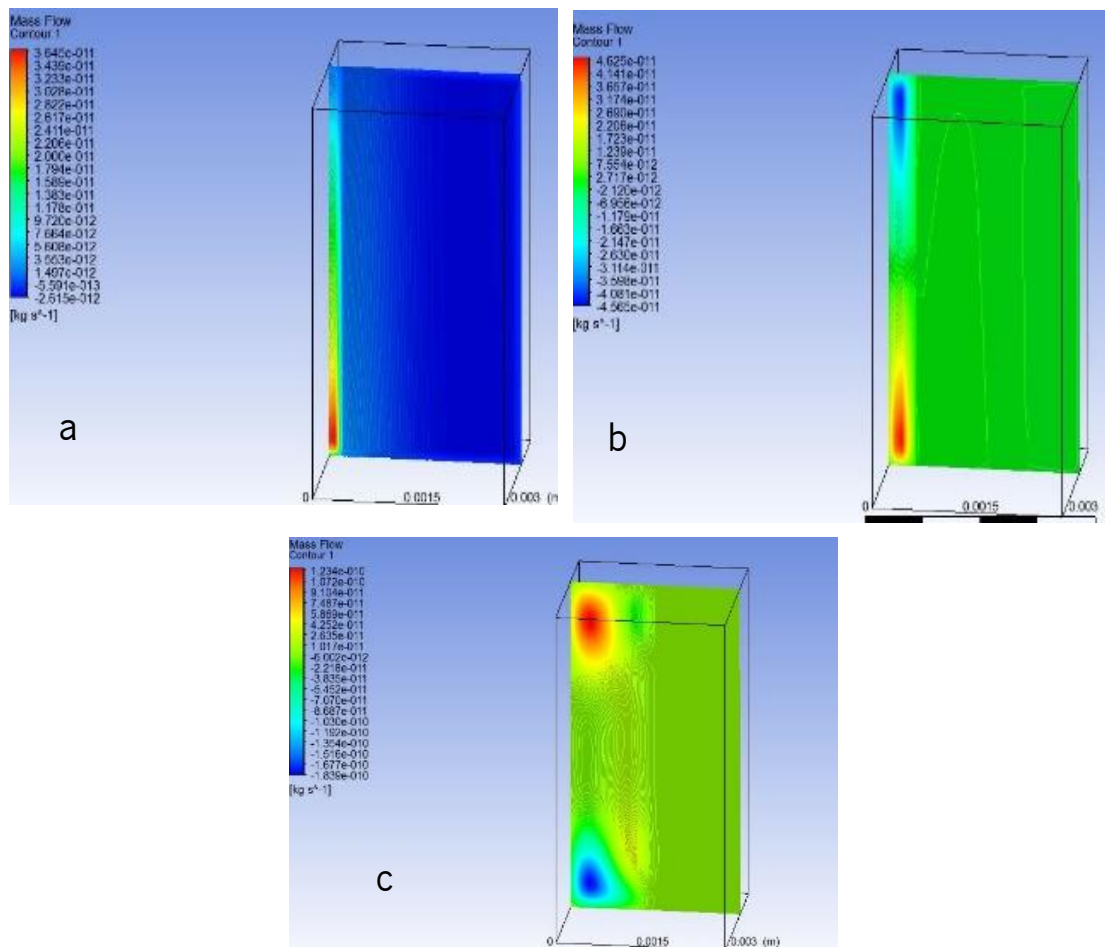


Figura 3.9 - Fluxo de massa no instante inicial (a), passados 0.06s (b) e em t=0.5s (c).

Como se pode notar à medida que o tempo passa é possível verificar um aparecimento e consequente aumento de um fluxo de massa. Tal fluxo só é possível existir se o material se encontrar no estado líquido.

3.9.3. Transferência de calor entre sólidos e fluidos

Na medida em que o nosso estudo integra a transferência de calor entre fluidos e sólidos, foi necessária a aprendizagem deste fenómeno. Para tal, foi utilizado um modelo muito similar ao do primeiro estudo em que o domínio sólido, composto por alumínio, se encontravam a 800K ao passo que a temperatura inicial do sistema era de 300K (figura 3.10). Foi necessária a definição de uma interface entre os dois tipos de domínio que permitisse a transferência de calor. (Yangkyun, 2013)

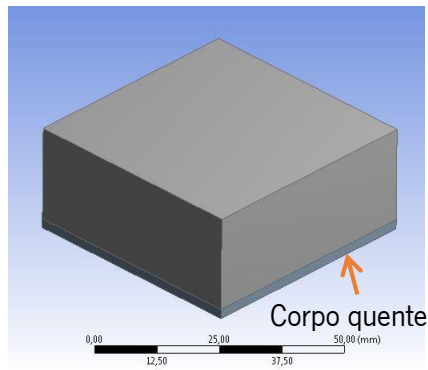


Figura 3.10 - Geometria da transferência de calor entre dois domínios (sólido e gasoso).

Como é possível verificar, pela figura 3.11, o ar começa a aquecer na zona em contacto com o cobre e à medida que o tempo passa a sua temperatura, verifica-se ainda que a temperatura no cobre atinge o valor máximo quase instantaneamente dada a sua condutividade térmica ao passo que a do ar é bastante menor resultando num aquecimento gradual do mesmo, descrevendo um gradiente desde o inferior em contacto com a placa de cobre e o limite superior do domínio.

Posto isto, é possível afirmar que a transferência de calor entre o domínio sólido e o ar foi bem-sucedida. Desta forma foi possível reconhecer a melhor forma para a definição da interface que permitisse a permeabilidade do calor entre células de domínios de materiais em duas diferentes fases (sólida e gasosa) que será utilizada em simulações posteriores.

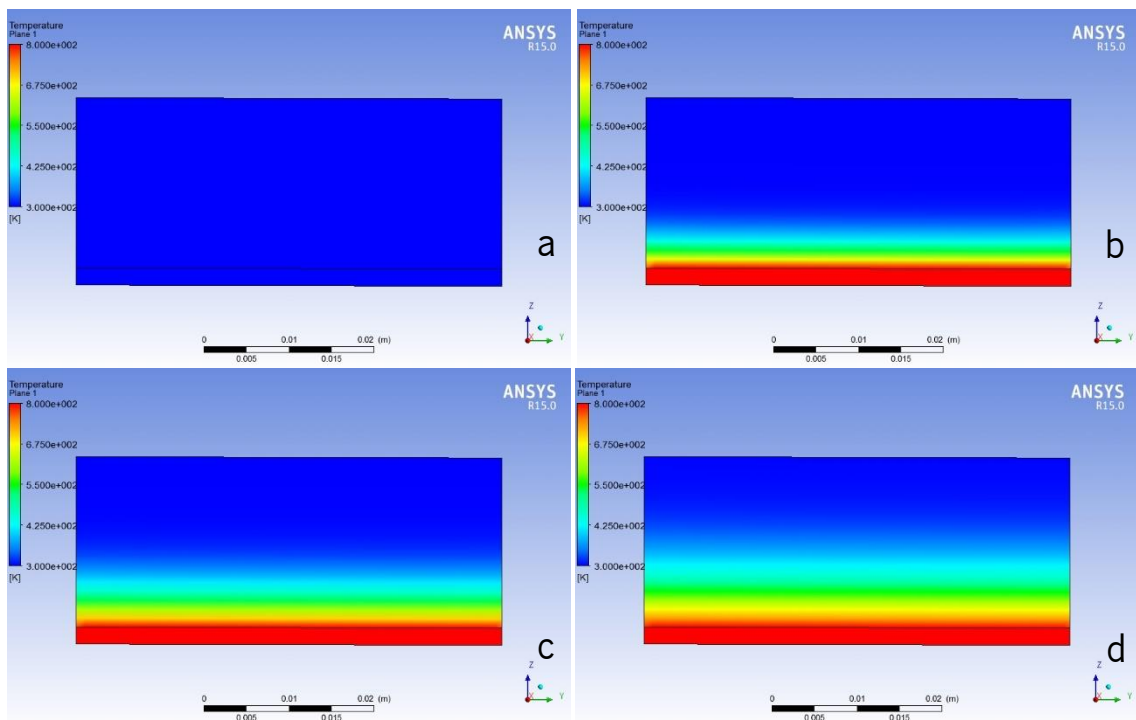


Figura 3.11- Temperatura no domínio no instante inicial (a), após 0,25s (b), em $t=0,75s$ (c) e em $t=1s$ (d).

Capítulo 4

CASOS DE ESTUDO

No presente capítulo é feita uma validação do sistema utilizado na simulação comparando os resultados obtidos e seguidamente são descritos todos os casos de estudo nomeadamente a fusão de uma placa de um material e conseqüentemente a queda do mesmo no domínio, descrevendo as geometrias iniciais utilizadas bem como os *inputs* passando ainda pela substituição do material a ser utilizado e variando algumas das suas propriedades. Em seguida, descreve-se um outro caso de estudo expondo a geometria inicial e mais uma vez os parâmetros e materiais utilizados por forma a comparar os resultados obtidos com os testes experimentais desenvolvidos num trabalho paralelo com o intuito de obter um valor para a tensão superficial. Por fim é ainda descrita uma simulação cujo objetivo é determinar o perfil da junta de soldadura na presença de um componente e sobre um substrato de cobre em cima de um corpo de uma PCI.

4.1. VALIDAÇÃO DO SISTEMA REPLICANDO UM EXEMPLO DA BIBLIOGRAFIA

Primeiramente, como forma de validação e de adquirir alguma experiência com a combinação dos dois modelos e da transferência de calor entre sólido e fluido, foi replicado um estudo que passa por simular a fusão do revestimento de um fio de cobre, acompanhando a interface entre sólido líquido bem como a queda do material devido ao efeito da gravidade.

Na figura 4.1 encontra-se o esquema ilustrado da configuração da modelação. O domínio computacional 2D consiste em 3 materiais, cobre, PCM (phase changing material), que será um polímero, e ar. O atravancamento é de 7 cm verticalmente e 8 cm horizontalmente sendo que a espessura do PCM é de 5mm. A força gravítica é representada com uma aceleração negativa de 9.81 m/s^2 . Uma fonte térmica de 500K foi colocada no canto superior direito por forma a fornecer calor para mudar a fase do PCM. A condição inicial térmica de 300K foi usada para todo o domínio.

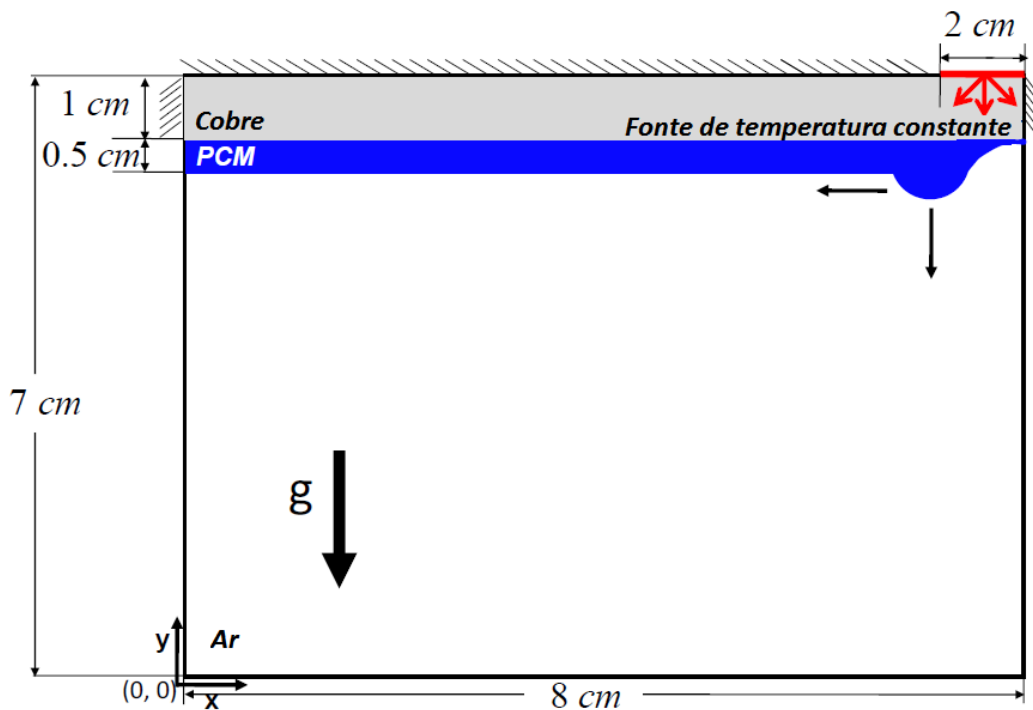


Figura 4.1 - Geometria do problema, adaptado de (Yangkyun, 2013).

O processo inicia-se com o aumento da temperatura na face superior direita do cobre. A temperatura aumenta até que o PCM absorve energia suficiente para o fazer mudar de fase. À medida que este funde a interface entre o ar e o PCM começa a ficar deformada devido ao efeito da gravidade até que uma gota de PCM se forma e se desprende vencendo a tensão superficial. No que diz respeito à interface entre fases, é assumido que não existe escoamento na fase sólida nem na vizinhança da mesma por forma a impedir a fuga de fluido através da interface sólido-

líquido e sólido-gás. Uma vez que não existe mudança de fase na interface líquido-gás a velocidade da mesma é igual à velocidade da fase líquida na interface gás-líquido.

Não foi usado nenhum fenómeno de adesão uma vez que o ângulo de contacto do PCM com o cobre foi considerado de 90°. O fluxo de calor entre o cobre e o PCM (condição de fluxo de calor conjugado) é considerado como: $k_{cobre} \left(\frac{\partial T_{cobre}}{\partial n} \right) = k_{PCM} \left(\frac{\partial T_{PCM}}{\partial n} \right)$.

Tabela 1 – Propriedades dos materiais usados na simulação.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades
<i>Ar</i>			
Densidade	ρ_{ar}	1.225	kg/m ³
Calor específico	$c_{p,ar}$	1006.43	J(kg.K)
Condutividade térmica	k_{ar}	0.0242	W/(m.K)
Viscosidade	μ_{ar}	1.789x10 ⁻⁵	kg/(m.s)
<i>Cobre</i>			
Densidade	ρ_{cobre}	8978	kg/m ³
Condutividade térmica	k_{cobre}	387.6	W(m/K)
Calor específico	$c_{p,cobre}$	381	J(kg.K)
<i>PCM (sólido)</i>			
Densidade	$\rho_{pcm(s)}$	980	kg/m ³
Condutividade térmica	$k_{pcm(s)}$	24	W(m/K)
Calor específico	$c_{p,pcm(s)}$	1360	J(kg.K)
Entalpia de fusão	L	1.8x10 ⁵	J/kg
<i>Liquidus</i>	T_l	400	K

<i>PCM (líquido)</i>			
Densidade	$\rho_{pcm(l)}$	900	kg/m ³
Condutividade térmica	$k_{pcm(l)}$	15	W(m/K)
Viscosidade	μ_{pcm}	0.1	kg/(m.s)
Calor específico	$c_{p,pcm(l)}$	680	J(kg.K)
<i>Solidus</i>	T_s	350	K

Uma vez que o material usado tem propriedades diferentes dependendo da fase em que se encontra (líquida ou sólida) torna-se necessário definir essa variação durante a qual o material se encontra na chamada *mushy-zone*. Neste intervalo de temperaturas, o material não se encontra nem no estado sólido nem no estado líquido mas sim numa mistura dos dois estados (Flemings, 1974). Como tal, foi efetuada uma simplificação considerando que a variação das propriedades ocorre de forma linear.

4.2. SUBSTITUIÇÃO DO MATERIAL A FUNDIR POR ÁGUA

Uma vez terminado o estudo com o material de referência partiu-se para o mesmo estudo mas com um material cujo comportamento já é conhecido, sendo o material escolhido a água.

A geometria usada foi a supramencionada, a temperatura na fonte de calor também, apenas a temperatura inicial e o material usado no domínio fluido foi diferente. Uma vez que a temperatura de *solidus* e *liquidus* da água é igual e de 273.15K (materiais puros possuem temperatura de sólidos igual à temperatura de líquidos) a temperatura de inicialização teria de ser inferior à temperatura de fusão da água. O valor utilizado foi de 250 K. A tensão superficial utilizada foi de 0.072 N/m e as propriedades da água encontram-se na tabela 2.

Tabela 2 – Propriedades da água usadas em simulação.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades
<i>Água</i>			
Densidade	$\rho_{\text{água}}$	998.2	kg/m ³
Calor específico	$c_{p,\text{água}}$	4182	J/(kg.K)
Condutividade térmica	$k_{\text{água}}$	0.6	W/(m.K)
Viscosidade	$\mu_{\text{água}}$	0.001003	kg/(m.s)
<i>Solidus/Liquidus</i>	T_s/T_l	273.15	K
Tensão superficial	$\sigma_{\text{água}}$	0.072	N/m
Entalpia de fusão	L	343000	J/kg

4.3. SUBSTITUIÇÃO DO MATERIAL A FUNDIR POR ESTANHO

A primeira aproximação ao material usado na indústria foi feita com o estanho. Visto que as atuais ligas usadas no processo de *reflow* são compostas maioritariamente por estanho (cerca de 95%) o comportamento esperado da solda será bastante semelhante ao do estanho puro. Apesar desta semelhança, uma vez que é um material puro não existe *mushy-zone* no estanho, ao passo que nas ligas atualmente utilizadas existe um intervalo de solidificação embora pequeno (3-8 °C).

Mais uma vez a geometria a usar manteve-se, alterando-se apenas o material, a tensão superficial entre as fases, a temperatura de inicialização e a temperatura da fonte. Dado que a temperatura de fusão do estanho se encontra na ordem dos 505K, a temperatura de inicialização foi colocada em 300K ao passo que a temperatura na fonte foi definida em 800K.

As propriedades do estanho usadas encontram-se na tabela 3.

Tabela 3 – Propriedades do estanho usadas em simulação.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades
<i>Estanho</i>			
Densidade	$\rho_{estanho}$	7290	kg/m ³
Calor específico	$C_{p,estanho}$	226	J/(kg.K)
Condutividade térmica	$k_{estanho}$	73.2	W/(m.K)
Viscosidade	$\mu_{estanho}$	0.271	kg/(m.s)
<i>Solidus/Liquidus</i>	T_s/T_l	505	K
Tensão superficial	$\sigma_{estanho}$	0.548	N/m
Entalpia de fusão	L	59500	J/kg

Após a obtenção de resultados desta simulação foi ainda feita uma variação no valor da tensão superficial de modo a verificar que alterações comportamentais surgiriam. Desta forma, o valor da tensão superficial foi alterado para um valor cerca de 10 vezes maior: 5 N/m.

4.4. SUBSTITUIÇÃO DO MATERIAL A FUNDIR PELA LIGA SAC 405

A liga SAC 405 é a mais usada em placas de circuito impresso e a mais indicada para o uso no método de *reflow*. Por esta razão, procedeu-se a uma simulação com este material usando a geometria previamente descrita na figura 5.1. Esta liga composta por 95,5% de estanho, 4% de prata e 0.5% de cobre tem propriedades físicas semelhantes às do estanho no entanto a presença de prata permite baixar a temperatura de fusão da liga sendo esta a principal razão da sua utilização neste processo.

Uma vez que se trata de uma liga, a sua temperatura de *Solidus* difere da de *Liquidus*. Algumas propriedades da liga variam bastante com a temperatura. Este fenómeno foi tido em conta e essas propriedades foram definidas em função da temperatura. As propriedades da liga utilizadas na simulação podem ser vistas na tabela 4.

Tabela 4 - Propriedades da liga SAC405

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades
<i>Liga SAC405</i>			
Densidade	ρ_{405}	$7640 - 9000 \times 10^{-4}T$	kg/m ³
Calor específico	$c_{p,405}$	236	J/(kg.K)
Condutividade térmica	k_{405}	62	W/(m.K)
Viscosidade	μ_{405}	0K – 490K → 0.271	kg/(m.s)
		490K – 655K → <i>Linear de 0.271 a 0.01148</i>	
		655 – 1500K → 0.01148	
<i>Solidus</i>	T_s	490.15	K
<i>Liquidus</i>	T_l	498.15	K
Tensão superficial (definida para este caso)	σ_{405}	0.548	N/m
Entalpia de fusão	L	59500	J/kg

4.5. VARIAÇÃO DA ENTALPIA DE FUSÃO DA LIGA SAC 405

A entalpia de fusão é a quantidade de calor necessária para a fusão de uma mol de determinada substância. Num metal puro, a entalpia de fusão é absorvida a temperatura constante logo a temperatura de *liquidus* é igual à temperatura de *solidus*. Numa liga isto não acontece sendo que existe um intervalo de temperaturas durante o qual a entalpia de fusão é absorvida. Só quando toda a entalpia de fusão for absorvida é que 100% da liga se encontra no estado líquido.

Para perceber melhor o efeito desta propriedade foi conduzido um teste em tudo semelhante ao anterior mas onde apenas o valor atribuído a esta variável foi alterado. O novo valor atribuído foi 5 vezes maior que o valor original.

Tabela 5 – Valor alterado da entalpia de fusão.

Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades
Entalpia de fusão (nova)	L	297500	J/kg

Os resultados esperados são um retardamento na mudança do material do estado sólido para o líquido sem alteração de comportamento, apenas levando mais tempo a ocorrer esta transformação.

4.6. DETERMINAÇÃO DA TENSÃO SUPERFICIAL COMPARANDO TESTES REALIZADOS EM LABORATÓRIO

A tensão superficial é uma das variáveis mais importantes no que toca à modelação num processo de soldadura. Esta propriedade termodinâmica caracteriza-se pela força entre as moléculas de determinado material no estado líquido que tem por fim minimizar a área superficial do mesmo e pode ser traduzida como a quantidade de trabalho necessário para aumentar ou alongar a área de superfície de interface entre um líquido e um gás num substrato plano.

O cálculo analítico desta propriedade requer que sejam conhecidas várias dimensões do perfil da gota em questão. Uma vez que as gotas obtidas experimentalmente não possuem semelhança geométrica com o esquema definido em (Drelich, et al., 2002) e (Egry, et al., 2010), este método torna-se impraticável.

Outra forma de determinar a tensão superficial é através do uso de Softwares especializados e associados a determinados equipamentos. Estes *softwares* possuem um sistema que determina os ângulos de contacto e a tensão superficial uma vez fornecido o perfil da gota. O princípio do *software* baseia-se na interação entre a gravidade e a tensão superficial. Enquanto que a gravidade tende a espalmar a gota, a tensão superficial resiste e tenta manter a gota com a forma esférica uma vez que desta forma a sua área superficial é mínima.

A impossibilidade de aceder a um equipamento deste género impediu que a tensão superficial fosse determinada experimentalmente. Como tal foi proposta a determinação da tensão superficial utilizando o CFD. O processo consiste em, usando o mesmo volume de solda, o mesmo substrato e, na impossibilidade de usar as mesmas condições térmicas uma vez que estas

levariam a tempos de simulação exageradamente longos, condições térmicas semelhantes, variar a tensão superficial no *software* de modo a analisar os resultados verificando para qual valor de tensão superficial o perfil geométrico da solda obtido é semelhante. Desta forma, através de uma aproximação de tentativa e erro é possível encontrar um valor para a tensão superficial.

O sistema usado no teste feito em laboratório (figura 4.2) é composto por vidro, tubo em aço inoxidável, uma plataforma, um parafuso e uma porca M12, o'rings um termopar e um perno M3. De modo a aquecer a amostra uniformemente, o sistema foi desenvolvido para que esta se situasse no centro da câmara do forno. O tubo é oco de forma a ser possível introduzir um termopar que permite obter a temperatura muito próximo da amostra (figura 4.3).

Tabela 6 – Propriedades da liga SAC305 usadas em simulação.

<i>Liga SAC305</i>				
Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades	
Calor específico	$c_{p,305}$	232	J/(kg.K)	
Condutividade térmica	k_{305}	58	W/(m.K)	
<i>Liquidus</i>	T_l	493.15	K	

Foram realizados dois testes, um com solda SAC 305 em substrato NiAu e um outro com pasta de solda SAC 405 em substrato de cobre. As propriedades da solda SAC 405 encontram-se na tabela 4 sendo que as da solda SAC 305 apenas diferem na condutividade térmica, no calor específico e na temperatura de *liquidus* e estão definidas na tabela 6.

O procedimento efetuado foi o seguinte:

- Colocação do conjunto solda e substrato no forno de vácuo;
- Ajuste da janela de vidro e fecho do forno;
- Vácuo primário de $1 \times 10^3 \text{ mbar}$ até $1 \times 10^{-1} \text{ mbar}$ através da bomba rotativa (ou bomba primária);
- Abertura da válvula para retirar o ar extraído do forno no vácuo primário;
- Vácuo secundário (alto vácuo) através da bomba turbomolecular;
- Programação do ciclo de temperaturas;
- Posicionamento da câmara de filmar;
- Ligação do forno.

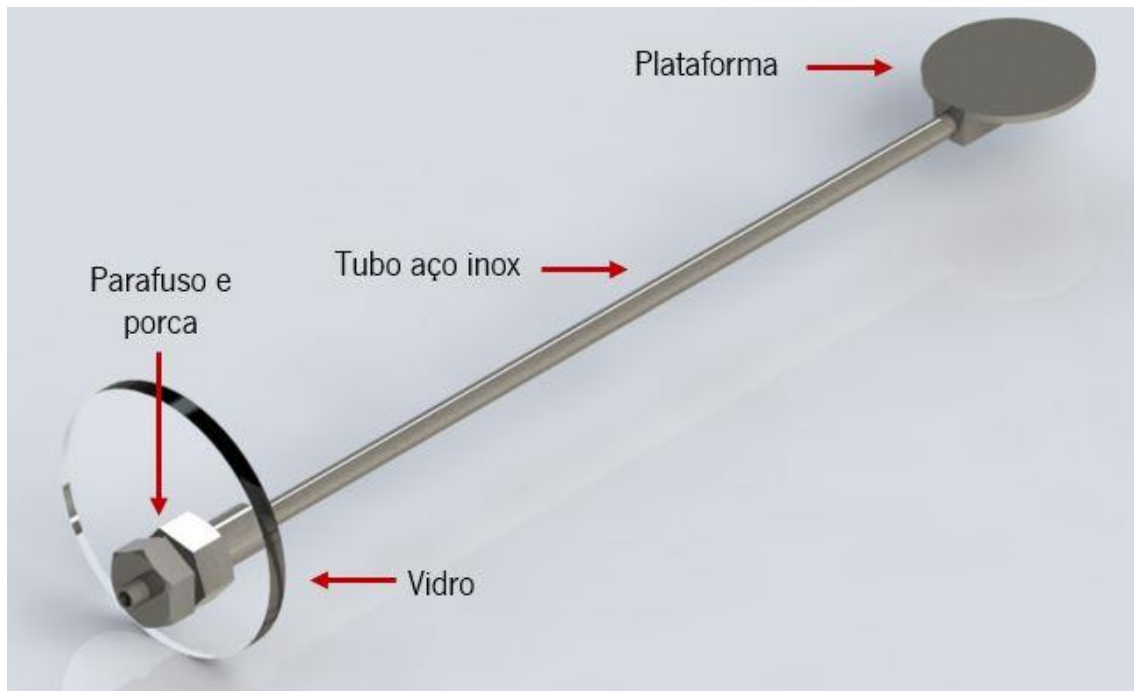


Figura 4.2 - Sistema utilizado para os testes no forno.

Uma vez que no *software* de simulação não foi contabilizada a reação (interação da solda com o ambiente e com o substrato) torna-se desnecessário simular o vácuo. Como tal apenas as propriedades físicas da solda à temperatura de comparação se torna importante de replicar de modo a obter resultados aceitáveis e passíveis de comparação.

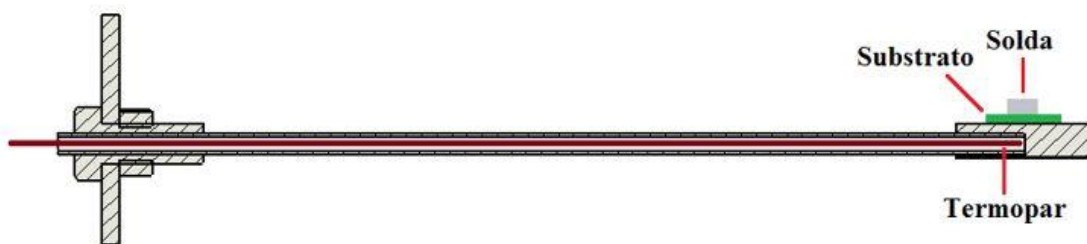


Figura 4.3 - Vista em corte do sistema utilizado para os testes no forno.

O perfil de temperaturas medido pelo forno e pelo termopar nos testes experimentais encontram-se nas figuras 4.4 e 4.5.

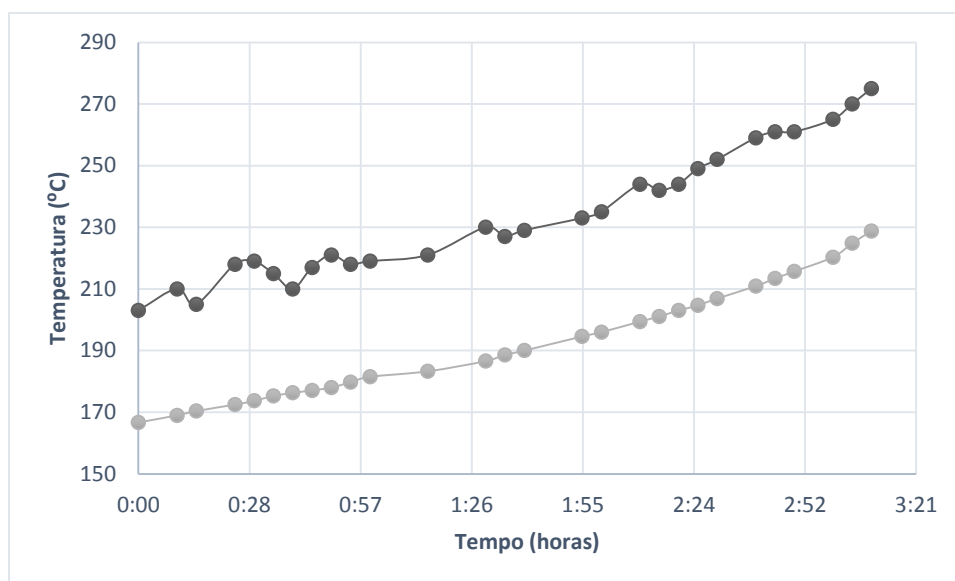


Figura 4.4 - Perfil de temperaturas no teste com substrato de cobre.

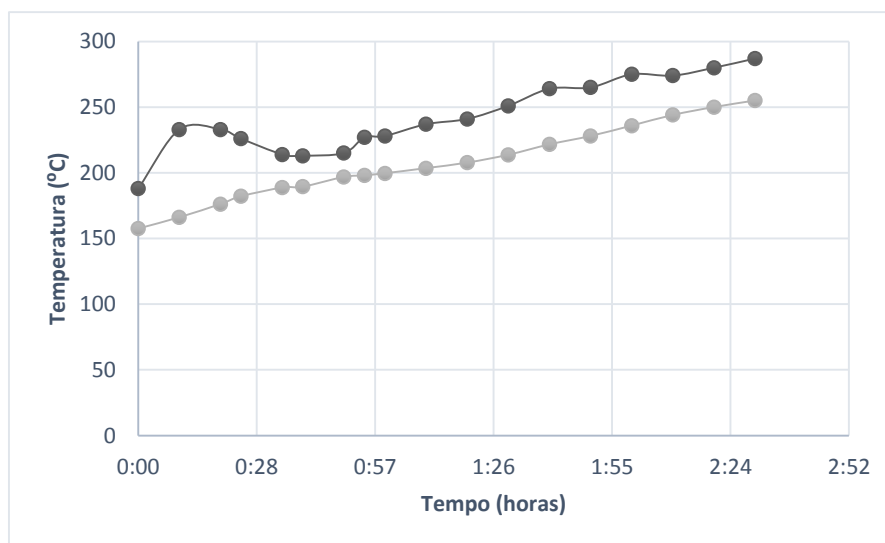


Figura 4.5 - Perfil de temperaturas no teste com substrato de NiAu.

Como se pode ver pelos perfis de temperatura, o aquecimento no teste foi bastante lento. Uma vez que em simulação, para rampas de aquecimento de igual grandeza, os tempos de cálculo iriam ser demasiado elevados. Visto que o objetivo é obter a geometria da solda nas condições existentes quando se procedeu ao registo fotográfico do teste em laboratório, apenas é necessário garantir que a temperatura na solda é homogênea e de igual valor ao valor medido pelo termopar

nesse instante. Desta forma é possível evitar o lento aquecimento produzido em laboratório e minimizar os tempos de cálculo sem comprometer a exatidão dos resultados, obtendo assim um processo rápido e com resultados bastante aproximados aos do teste prático.

Foi necessário ainda a definição de uma geometria inicial para o domínio preenchido pela liga no instante $t=0$. Esta geometria inicial representa um cubo de solda no estado sólido à temperatura ambiente de 300 K. Para tal, sabendo a massa do substrato e massa final (substrato + amostra) foi possível calcular a massa da amostra como indicado na tabela 7.

Tabela 7 - Determinação da massa da amostra

$m_{substrato}$	1,1915 g
m_{total}	1,7022 g
$m_{amostra}$	$1,7022 - 1,1915 = 0,5107g$

Uma vez obtida a massa da amostra e sabendo a sua densidade, calculou-se então o volume ocupado pela mesma e assumindo que este volume era o de um cubo, determinou-se a aresta do mesmo (tabela 8) de modo a modelar um quadrado de lado igual à aresta determinada uma vez que a simulação é feita a duas dimensões.

Tabela 8 - Determinação da aresta da amostra

ρ_{solda}	7,44 g/cm ³
V_{solda}	$\frac{0,5107}{7,44} \approx 0,06864cm^3$
aresta	$(\sqrt[3]{0,06864}) \approx 0,41 cm = 4,1mm$

Com o valor da aresta definido nos 4,1 mm, e sabendo que o substrato tem a forma cilíndrica e 20,8 mm de diâmetro, foi possível definir a geometria de simulação representada na figura 4.6.

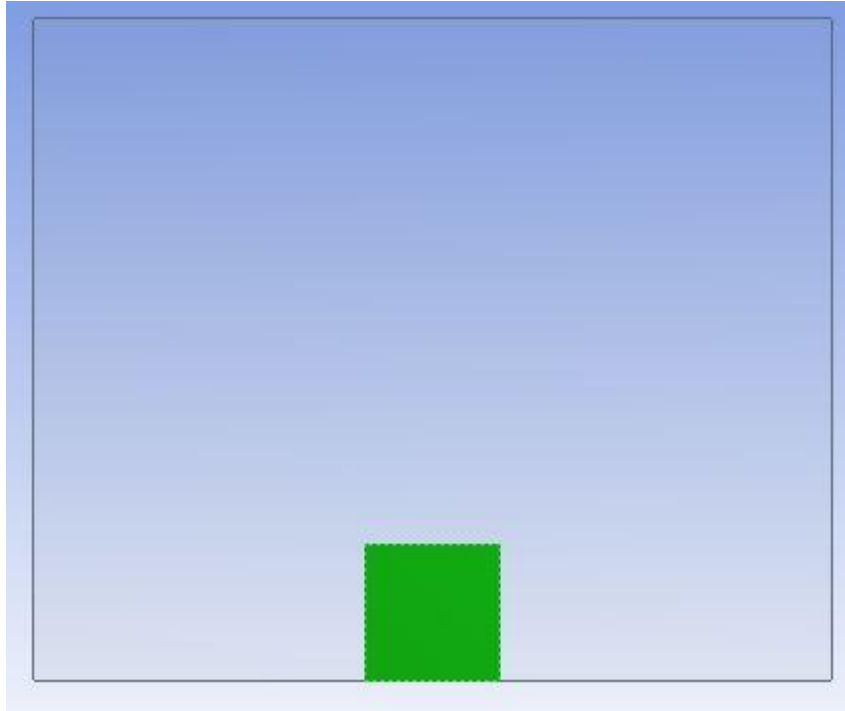


Figura 4.6 - Geometria para determinação da tensão superficial

Em que a verde está representada a área preenchida pela solda SAC 405 cuja aresta é de 4,1mm, a linha inferior possui 20,8 mm e representa o substrato de cobre e o restante volume é preenchido por ar.

Para a simulação efetuada com a solda SAC 305 foram feitos os mesmos cálculos obtendo uma aresta do cubo de 3,5mm.

Definida a massa, a geometria inicial, a aceleração gravítica e sabendo o ângulo de contacto entre as ligas usadas e os respetivos substratos, a única variável não definida que poderá alterar a forma da solda fundida será a tensão superficial.

Desta forma é possível usar um valor inicial para a tensão superficial e através de um processo iterativo analisar os resultados obtidos e aumentar ou diminuir o valor até que seja obtida uma geometria idêntica à fotografada nos testes de laboratório (figura 4.7). Obtendo então essa geometria é possível retirar o valor da tensão superficial da solda em teste.

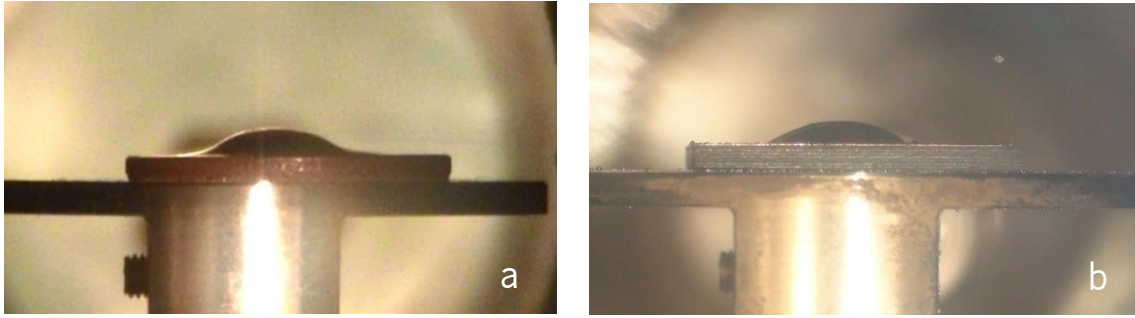


Figura 4.7 – Perfil obtido em laboratório com a liga SAC 405 em substrato de cobre a 503.15 K (a) e a liga SAC 305 em substrato de NiAu a 523.15K.

4.7. SIMULAÇÃO DA JUNTA DE SOLDADURA NA PRESENÇA DE UM COMPONENTE

Com o intuito de obter dados acerca da geometria e do comportamento da solda aquando da sua fusão e solidificação em contacto com um componente, foi esquematizada uma simulação onde para além da solda e do substrato já tidos em conta em simulações anteriores, foi ainda contabilizada a presença de um corpo de cobre que representará um componente (assumindo que os conectores de um componente são em cobre).

Desta forma é de esperar que a solda se “agarre” ao cobre do componente fornecendo assim dados acerca da sua geometria.

Para a realização desta simulação foi necessário usar uma geometria que previsse a adaptação da solda ao peso do componente uma vez que a solda utilizada é uma pasta de solda e sendo assim é deformável. Como tal, a geometria inicial que contém a solda no estado sólido possui a forma de “U” assumindo que cedeu ligeiramente ao peso do componente e escoou para as suas laterais.

Como a simulação é simétrica apenas foi simulado metade do domínio de modo a diminuir os tempos de cálculo. A área inicial de solda foi definida como 5 mm² e foi ainda representada a presença do PCB e o do substrato definindo as propriedades da linha inferior da geometria. A largura do substrato imediatamente sob a solda foi definida em 5 mm (representada na figura 5.8 a laranja) sendo que o resto da linha situada à sua esquerda foi definida com as propriedades do PCB apresentadas na tabela 9.

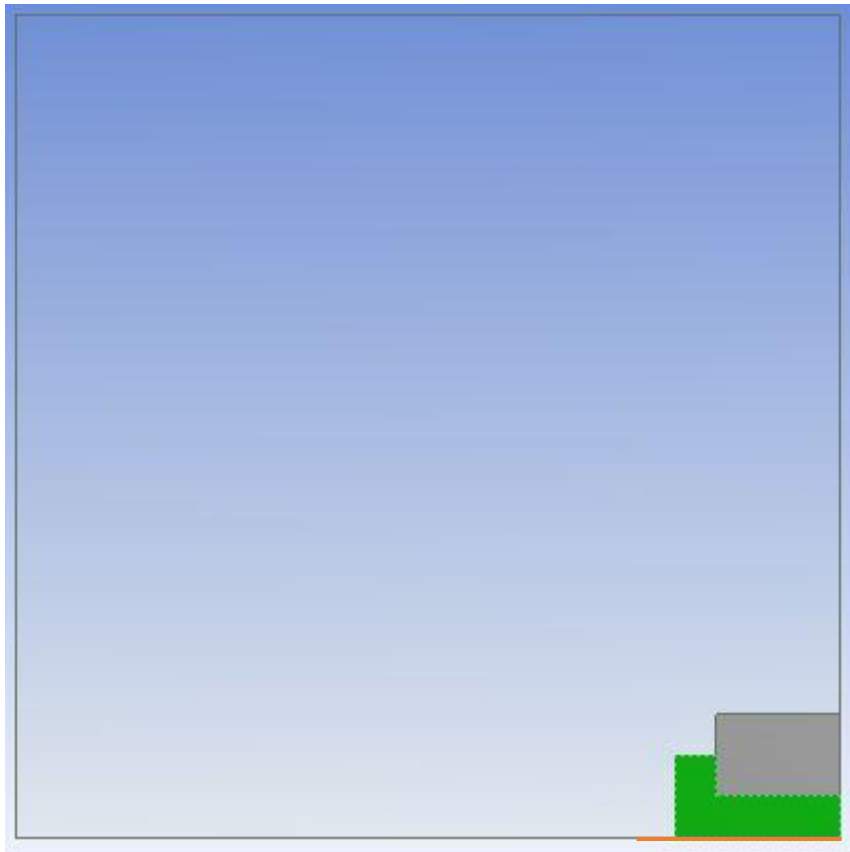


Figura 4.8 – Geometria definida para a simulação da fusão da solda na presença de um componente.

Tabela 9 – Propriedades físicas do PCB.

<i>PCB</i>			
Parâmetro	Símbolo	Valor	Unidades
Densidade	ρ_{PCB}	1200	kg/m ³
Condutividade térmica	k_{PCB}	0,25	W(m/K)
Calor específico	$c_{p,PCB}$	600	J(kg.K)

O contacto da solda fundida com diferentes materiais resulta de forma distinta variando o ângulo de contacto. Para o cobre, com base nos testes realizados em laboratório, o ângulo de contacto definido para a liga SAC 405 foi de 30 ° ao passo que para o PCB o ângulo de contacto foi definido como 90°.

Capítulo 5

RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são primeiro analisados os resultados da comparação com o exemplo retirado da bibliografia. De seguida são determinadas as variáveis que controlam quer o processo de fusão quer o comportamento em queda do material e é verificada a forma de influência das mesmas, comparando os diversos materiais. Procede-se a determinação da tensão superficial do sistema testado em laboratório comparando as formas geométricas e analisando as várias propriedades influentes na forma final da gota de fundido. Por fim apresenta-se o perfil obtido pela solda fundida em contacto com um componente.

5.1. VALIDAÇÃO DO SISTEMA REPLICANDO UM EXEMPLO DA BIBLIOGRAFIA

O estudo do artigo em questão permitiu um melhor conhecimento acerca do processo de fusão de materiais no *software* utilizado. De modo a de certa forma validar os resultados obtidos foi feita uma comparação com o trabalho desenvolvido em (Yangkyun, 2013) analisando a cinética da fusão do material bem como as frações liquidas em estados semelhantes (figura 5.1 e 5.2).

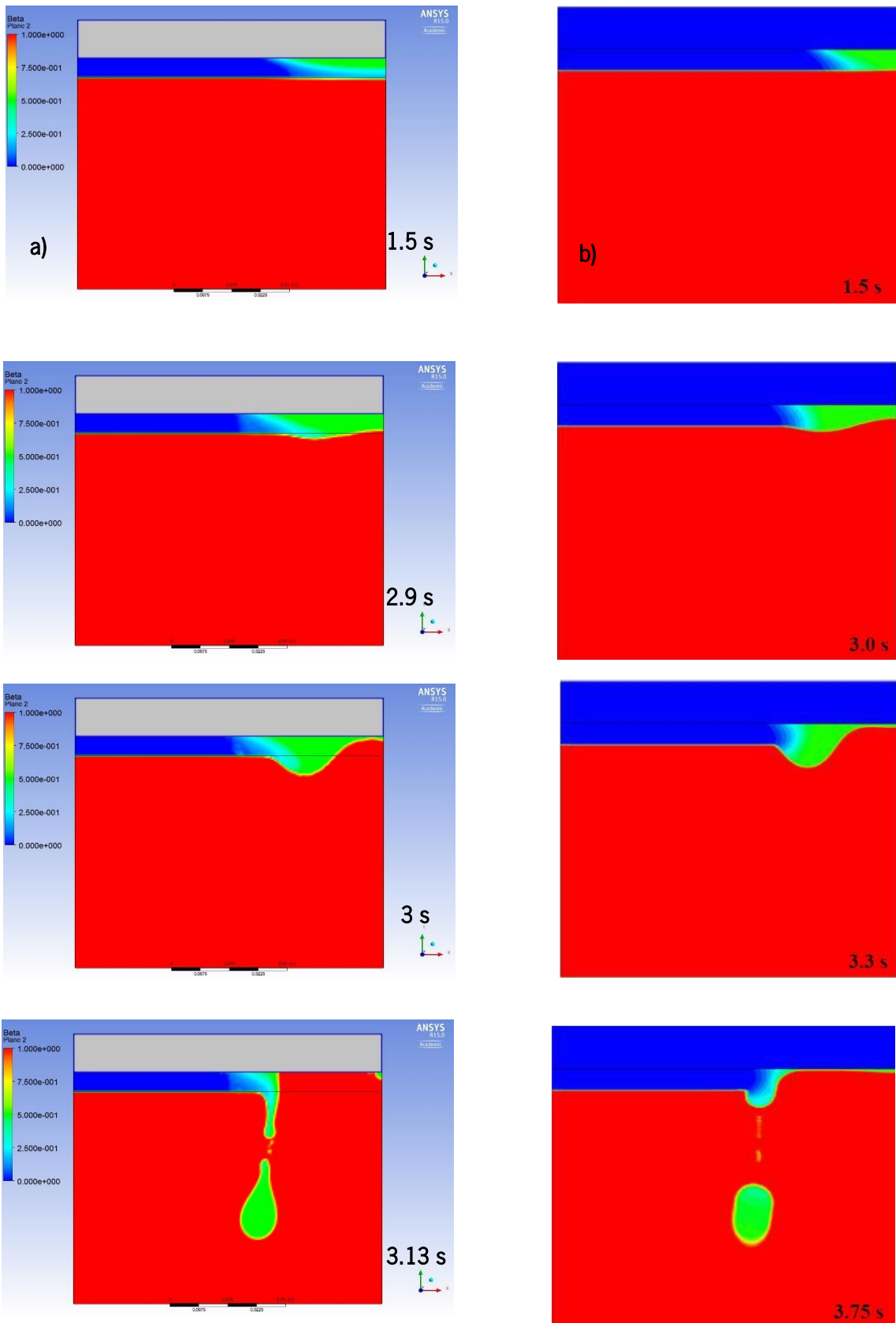


Figura 5.1 - Comparação entre os resultados obtidos neste trabalho (a) e o estudo feito em (Yangkyun, 2013) (b).

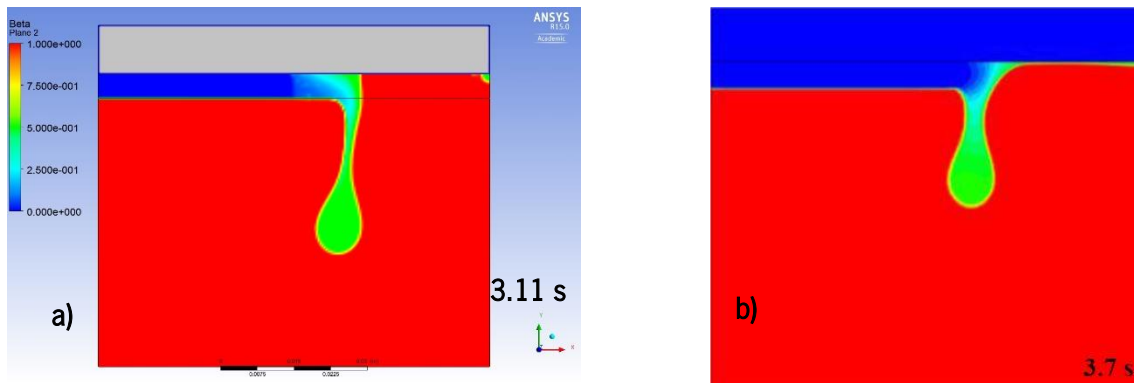


Figura 5.2 - Comparação entre os resultados obtidos neste trabalho e o estudo feito em (Yangkyun, 2013) (b) (continuação).

De modo a ser possível visualizar as 3 fases presentes (o ar, o PCM sólido e o PCM líquido) foi criada uma variável a partir de duas variáveis já existentes. Com esta aproximação, adaptada de (Yangkyun, 2013), foi possível combinar a fração líquida (β) com a fração volumétrica de ar (α). Desta forma, e aplicando a equação 5.1, criou-se uma nova variável que possibilita a visualização das células contendo ar, PCM líquido e PCM sólido a 3 cores distintas, garantindo ainda deste modo a possibilidade de acompanhar a evolução das duas fronteiras livres presentes (Ar-PCM e PCM sólido-PCM líquido).

$$x = \frac{(\beta + \alpha)}{2} \quad (5.1)$$

A variável α é uma variável binária que ou assume o valor de 1, quando estamos na presença de ar, ou o valor de 0 quando o anterior não se verifica. Por outro lado, a variável β pode assumir valores intermédios representando a fração de material fundido na célula em questão tendo então o valor mínimo de 1 e máximo de 0. Para valores de $\beta = 1$ e $\alpha = 0$, o valor retornado pela função é 0.5 indicando assim a verde (valor intermédio da escala) as células preenchidas por PCM líquido. Quando $\beta = 0$ e $\alpha = 0$, a função assume o valor de 0 e representa o PCM em estado sólido visível na figura 5.1 e 5.2 a azul. Em último caso, quando $\beta = 1$ e $\alpha = 1$, estamos na presença de células repletas de ar e a função retorna o seu valor máximo de 1, representado com a cor vermelha. Esta função permite ainda distinguir zonas onde a fusão ainda não está completada (apenas em materiais em que a temperatura de *solidus* e *liquidus* não é coincidente) a uma tonalidade de azul-claro que se situa entre o azul-escuro que indica material sólido e o verde que indica material fundido.

Podemos observar que, como existe um intervalo de temperatura ao qual a fusão ocorre de cerca de 50°C , a fração líquida assume valores entre 0 e 1 e a mushy-zone criada na fusão é bastante larga. Este fenómeno faz com que a interface entre líquido e sólido não seja uma linha bem definida, sendo então uma área onde existe material líquido envolvendo material ainda sólido, até que localmente seja absorvida toda a entalpia de fusão. O início da absorção da entalpia de fusão dá-se quando o material atinge a temperatura de *solidus* (350°C) e termina quando este atinge a temperatura de *liquidus* (400°C). É de notar que quando a temperatura atinge a temperatura de *liquidus* a fração líquida do fluido no volume de controlo assume o valor de 1, ao passo que o contrário acontece quando o PCM se encontra a 350°C e a variável fração líquida assume o valor de 0.

Aos 1.5 segundos a interface entre ar/PCM deforma-se com o aumento do volume de material fundido e este desloca-se para a esquerda onde se acumula junto da interface líquido/sólido.

Em (Yangkyun, 2013), para o mesmo tempo computacional, é de notar que a interface sólido/líquido se encontra mais bem definida e numa posição mais vertical ao passo que nos resultados deste trabalho esta se encontra mais inclinada o que indica uma pequena diferença nas propriedades físicas do material nomeadamente a condutividade térmica. Este acontecimento deve-se ao facto de neste trabalho a variação das propriedades físicas entre o material no estado sólido e o material no estado líquido ter sido feita de forma linear, ou seja, assumiu-se uma reta definida por dois pontos (o valor da propriedade do PCM sólido aos 350 K e o valor da propriedade do PCM líquido aos 400 K), ao passo que (Yangkyun, Kim, 2013) usou uma aproximação suavizada nos extremos (spline).

O aumento do volume de material fundido faz com que leve ao aparecimento de um pescoço entre o PCM suspenso e o restante material até que eventualmente este se separa e assume a forma de uma bolha e cai até atingir a parede do limite inferior do domínio computacional.

É possível ainda verificar que a cinética da fusão segue os mesmos princípios validando desta forma o procedimento adotado neste trabalho. As diferenças temporais e na interface PCM sólido-PCM líquido podem ser contabilizadas devido à definição das propriedades do material.

5.2. SUBSTITUIÇÃO DO MATERIAL A FUNDIR POR ÁGUA

A água é um material com as suas propriedades, assim como o seu comportamento, bem conhecidos. As suas propriedades diferem elevadamente das dos materiais poliméricos bem como dos materiais metálicos. Uma das propriedades que mais difere destes materiais é a condutividade térmica. Na figura 5.3 é possível observar o desenvolvimento da interface entre a água no estado líquido e o gelo.

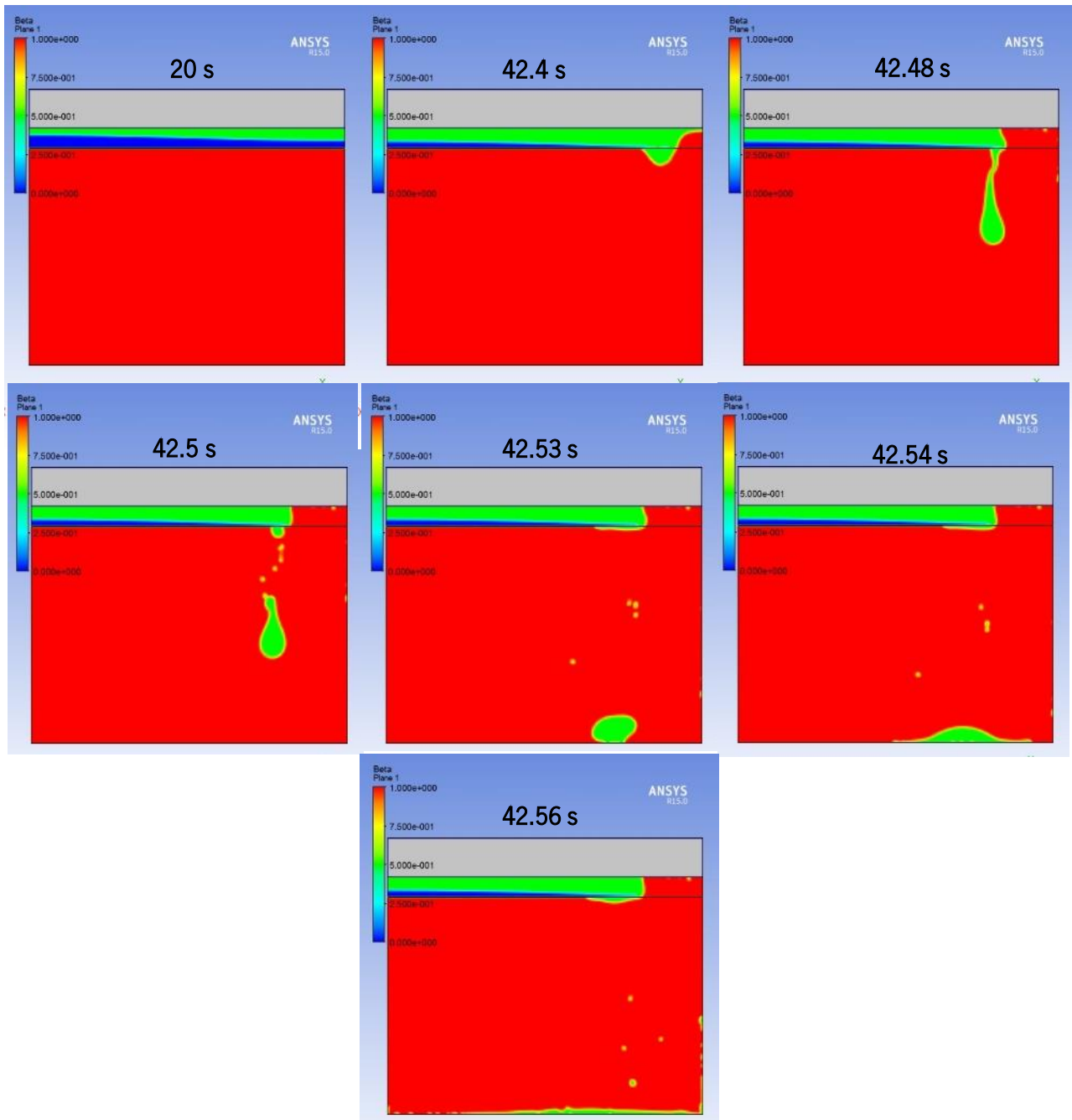


Figura 5.3 - Variação da variável criada ao longo do domínio.

. Devido à sua baixa condutividade térmica, a fusão desenvolve-se de forma muito díspar da fusão do material polimérico suprarreferido. Pode-se observar que a interface visível aos 20 segundos (primeira imagem da figura 5.3) desenvolve-se de uma forma quase horizontal uma vez que o calor tem bastante dificuldade em deslocar-se no sentido vertical (através da água). Como o cobre é um bom condutor de calor, sendo um material metálico e usado em inúmeras aplicações com o intuito de servir como dissipador de calor, o calor fornecido pela fonte tem mais facilidade em deslocar-se através do mesmo, causando um aumento da temperatura na placa, acima da temperatura de fusão da água, na parte esquerda do domínio, levando a que a água no estado sólido funda primeiro na parte superior esquerda do domínio do que na zona inferior do lado direito.

A água é um material com baixa tensão superficial em contacto com o ar, de tal modo que é possível verificar que o seu comportamento é mais “fluído”, comparativamente ao material estudado no caso anterior, e, resultado disso, o volume de material fundido suspenso sobre a forma de pendente é inferior. A tensão superficial e a densidade do material estão diretamente ligadas ao tamanho do aglomerado de material fundido antes da separação, uma vez que quanto maior a tensão superficial, maior terá de ser o peso do pendente para este vencer e se soltar. Para tensões superficiais menores é necessário menos massa logo quando atingida a massa crítica o pendente soltar-se-á. Desta forma, as gotas possuem menor massa e conseqüentemente menor volume.

Quando o pendente se solta formam-se pequenas gotas na zona do pescoço resultado do aumento da pressão nesse local. É possível verificar mais uma vez que o tamanho das gotas resultantes é inferior ao do caso antecedente e o número de gotas formadas é maior devido à força de coesão entre as moléculas (tensão superficial) ser menor.

De registar ainda que o comportamento do material ao embater no limite inferior do domínio é mais fluido dada a natureza do material e a sua viscosidade que é bastante menor que a do polímero estudado (cem vezes menor).

5.3 SUBSTITUIÇÃO DO MATERIAL A FUNDIR POR ESTANHO

5.3.1. Comportamento geral da fusão do estanho e do processo de queda

Na figuras 5.4 e 5.5 estão representadas a fração líquida do estanho e a temperatura ao longo do tempo no domínio.

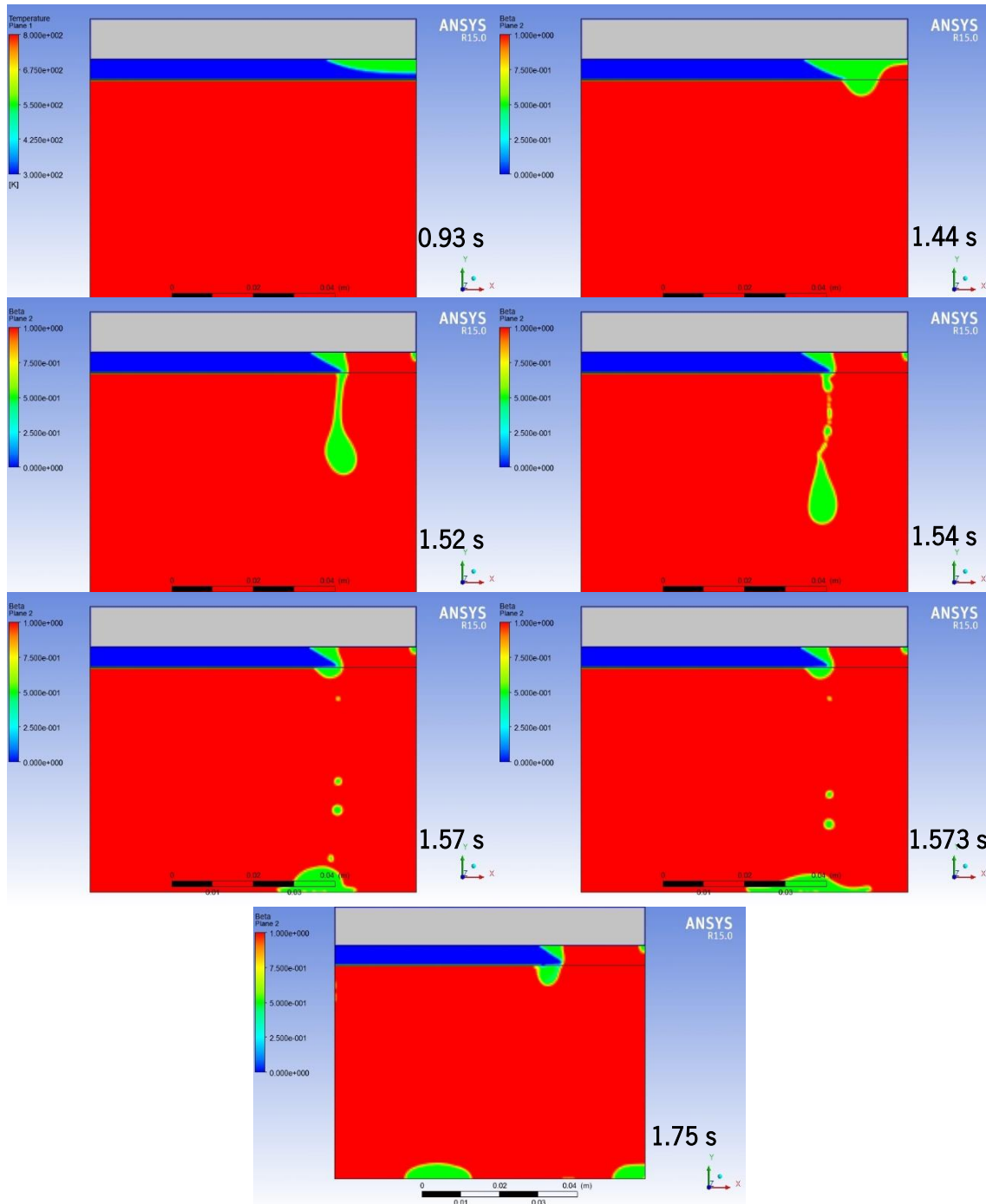


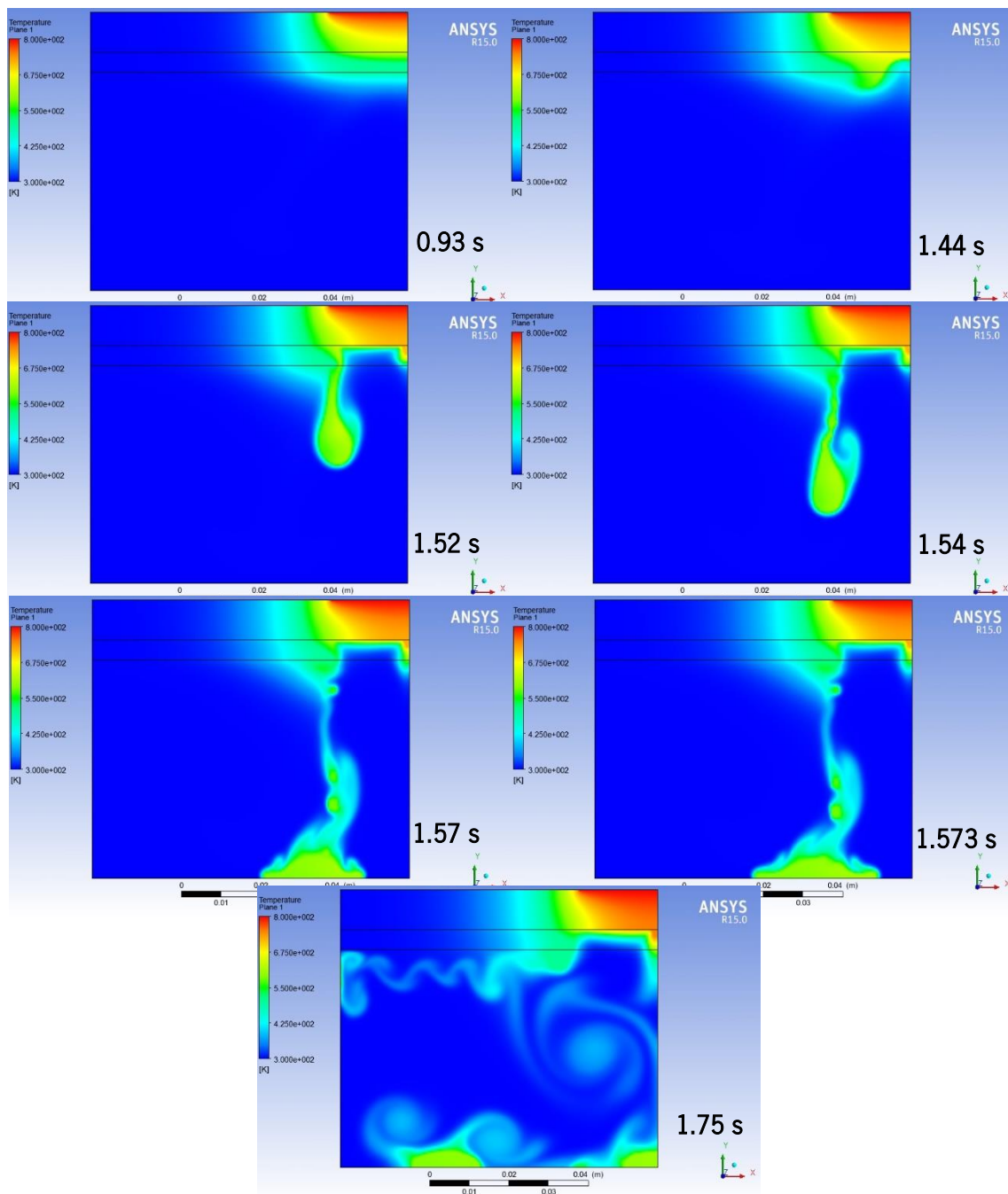
Figura 5.4 – Fração líquida do estanho ao longo do tempo.

Comparando com o comportamento dos materiais analisados anteriormente podemos verificar claramente que, devido a ser uma material puro como a água, não existe “*mushy zone*”,

a frente de fusão do material é bem definida e a sua temperatura de fusão é um valor fixo. A forma da frente de fusão é bastante diferente da água pois, como se trata de um metal, a condutividade térmica é bastante mais elevada que a da água o que leva a que a superfície inferior da placa de estanho funda pouco depois da fusão da superfície superior resultando numa curva descendente e levando a que a formação de um pendente e material líquido se forme bastante mais cedo.

Figura 5.5 – Perfil de temperatura verificada na simulação usando estanho ao longo do domínio.

Mais uma vez, devido à tensão superficial ser cerca de dez vezes maior que a da água, o volume de material líquido aglomerado antes da queda é maior, apesar da densidade do estanho



ser cerca de sete vezes maior que a da água. Verifica-se ainda que também o volume das gotas formadas quando o pescoço se quebra é maior. Com a aglomeração do material no estado líquido em volta da interface, a superfície de material sólido que a receber calor aumenta o que faz com que a fusão localmente desse material seja acelerada até ao momento em que o estanho fundido se solta e cai até à parede inferior do domínio.

Podemos ainda verificar que o comportamento do material no momento do impacto com a parede inferior do domínio computacional é bastante distinta da água. Neste caso, o material não se espalha tanto e não tem um comportamento tão fluido e atinge o equilíbrio sob a forma de gotas massivas e maiores que as da água na mesma situação pois o material é forçado a manter-se mais unido devido à maior tensão superficial.

Com base na figura 5.5 é possível analisar a evolução da temperatura ao longo do tempo no domínio. Pode-se verificar que, devido à condutividade térmica elevada do cobre, a temperatura na superfície inferior da placa deste material (a superfície em contacto com o estanho) atinge rapidamente valores em volta dos 500 K levando à rápida (0.93 s) fusão do estanho imediatamente em contacto com o cobre na zona da fonte térmica. Uma vez que a condutividade térmica do estanho é inferior à do cobre, a evolução da temperatura ao longo deste material é mais demorada. Como tal, após o início da fusão do estanho, a temperatura na face inferior desta placa leva mais tempo a atingir valores próximos da sua temperatura de fusão (505 K). É possível desta forma concluir que quanto menor a condutividade térmica do material a fundir, mais próxima da horizontal será a frente de fusão uma vez que, se a resistência à condução de calor no material a fundir for maior que a resistência à condução de calor no cobre, a superfície do material que muda de fase em contacto direto com o cobre irá absorver o calor vindo deste material mais rápido do que através do calor absorvido pelo material a fundir mais próximo da zona da fonte térmica.

Pela última imagem da figura 5.5 (1.75 s) verifica-se o fenómeno da convecção natural uma vez que o domínio está repleto de ar e este é aquecido pelo calor que o material fundido perde durante a sua solidificação na parede inferior delimitadora do domínio computacional. O ar absorve o calor, aumenta de temperatura e por consequência a sua densidade diminui levando a que este suba no domínio e forme correntes de convecção.

5.3.2. Alteração do valor da tensão superficial

Com o aumento da tensão superficial seria de esperar que até se atingir o ponto crítico (instante em que o pendente de estanho líquido se solta e cai livremente) fosse necessário um maior volume de material fundido. O que se verificou (conforme ilustrado na figura 5.6) é que devido à tensão superficial possuir um valor tão grande como 5 N/m, o material líquido não tem massa suficiente para deformar a interface estanho líquido-ar não resultando desta forma na formação de uma gota. Isto acontece pois a força necessária para “romper” a membrana do material líquido é maior e de tal forma grande o suficiente que é necessária uma maior massa de material no estado líquido para que, afetada pela aceleração gravítica, produza uma força grande o suficiente para causar sequer a formação da bolha de material líquido. Ao invés disso, o que se pode observar é a deslocação da interface entre as duas fases do material para o lado esquerdo. Cada vez há mais material fundido até no limite todo o material se encontrar no estado líquido.

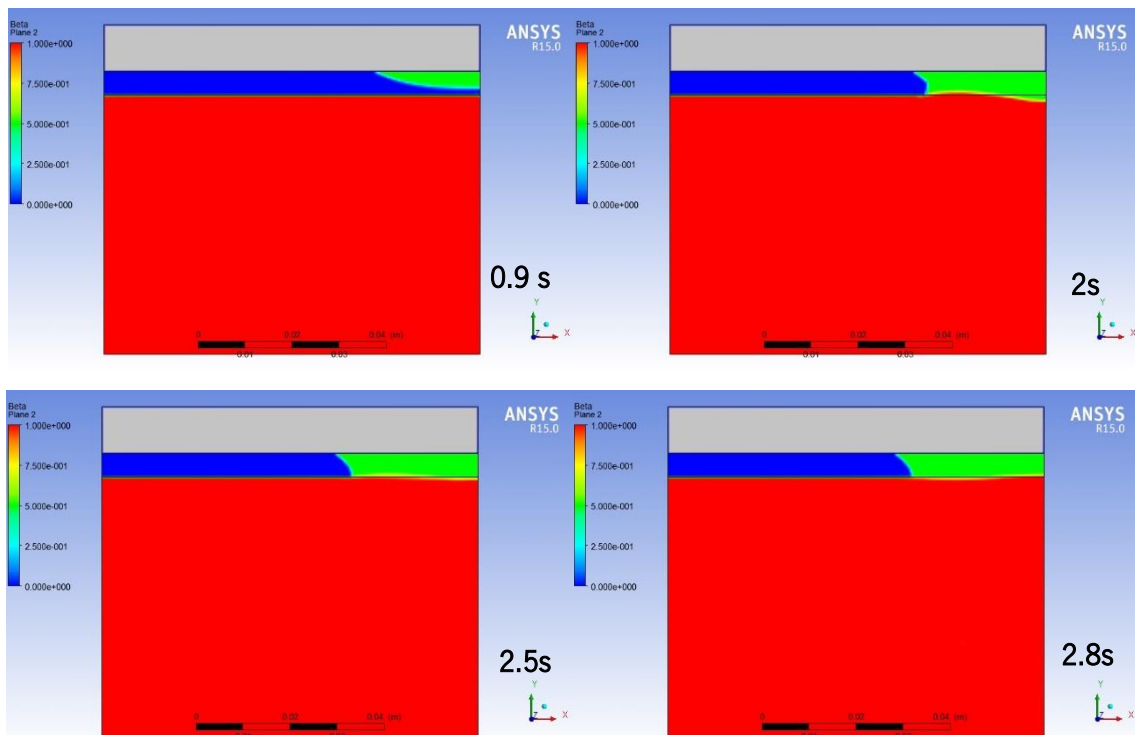


Figura 5.6 – Variação da fase do estanho com tensão superficial de 5 N/m.

5.4 SUBSTITUIÇÃO DO MATERIAL A FUNDIR PELA LIGA SAC 405

A figura 5.7 retrata a fração líquida da liga 405 pelo domínio ao longo do tempo.

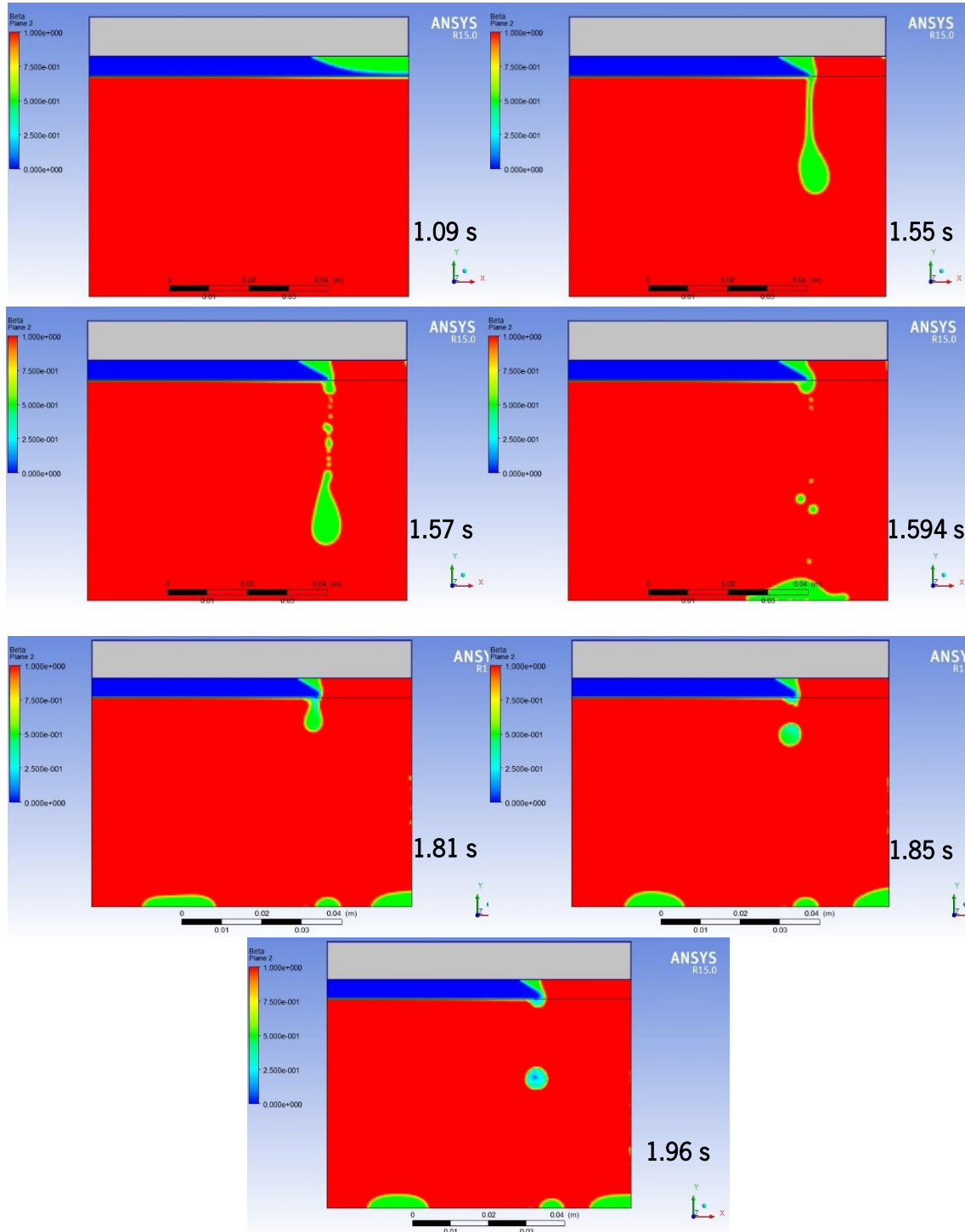


Figura 5.7 - Distribuição da função (4.1) no domínio ao longo do tempo.

O comportamento da liga SAC 405 é bastante semelhante ao comportamento do estanho, como seria de esperar, uma vez que apenas existe 4% de prata e 0.5% de cobre como materiais ligantes. Desta forma, e uma vez que as diferenças a nível de propriedades dos materiais usados na simulação apenas se encontram na condutividade térmica, calor específico, densidade e temperaturas de *liquidus* e *solidus*, a maior diferença que se pode observar é a existência de um intervalo de temperaturas ao qual ocorre a fusão/solidificação. Este intervalo de temperaturas é de apenas 8 K o que faz com que, relativamente ao caso estudado do material polimérico onde esse intervalo de temperaturas é de 50 K, seja menos evidente. Dado que as propriedades que regem o comportamento em queda do material em estado líquido (viscosidade, tensão superficial e densidade) são semelhantes (apenas a densidade altera muito ligeiramente), a forma do pendente, as gotas formadas quando este se separa do resto da liga e ainda o “splash” criado quando este encontra a parede inferior do domínio é em tudo idêntico ao caso em que foi usado estanho. O espalhamento do material quando colide com o chão é definido principalmente pela viscosidade dinâmica do material e pela tensão superficial, sendo que a viscosidade está diretamente relacionada com o movimento do fluido em contacto com a parede inferior e a tensão superficial diretamente relacionada com a aglomeração de material (tamanho das gotas).

Ainda de notar que existe a solidificação de uma gota em plena queda, verificada entre os 1.85 e os 1.96 segundos (observável na figura 5.7), onde a temperatura é próxima de *solidus* (figura 5.8) e que sucede devido ao aumento da taxa de transferência de calor em queda uma vez que a velocidade do ar em volta da gota aumenta.

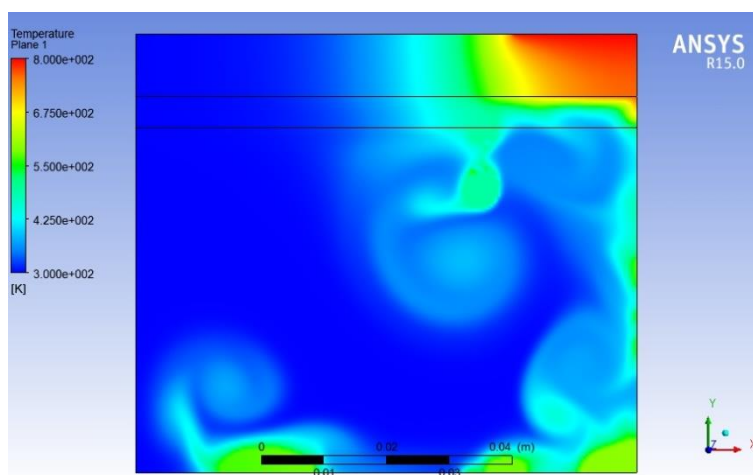


Figura 5.8 – Temperatura no domínio no instante $t=1.85s$.

Como o material possui um intervalo de solidificação é possível verificar a evolução da fração líquida no interior da gota (passa de verde, $\beta=1$, para azul claro, $0<\beta<1$) e verificar que a temperatura do material que compõem a gota está muito próxima de *solidus* (figura 5.8 e 5.9),

passando de cerca de 520K para 495K e, com essa perda de calor devido à queda, inicia o seu processo de solidificação.

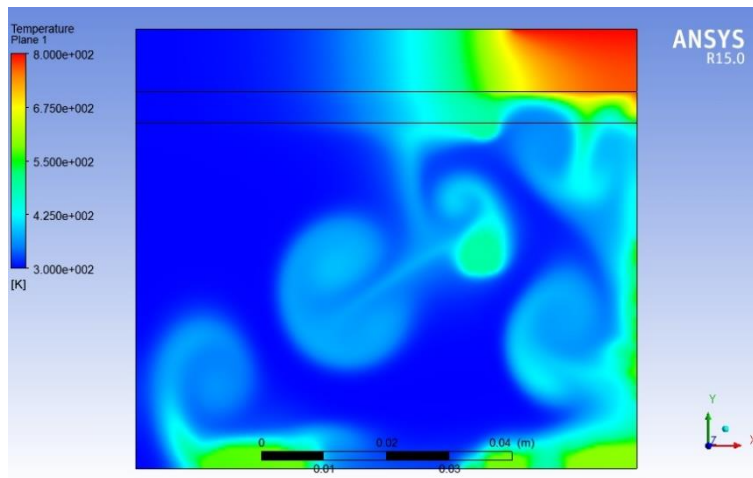


Figura 5.9 - Temperatura no domínio no instante $t=1.96s$.

5.4.1. Alteração do valor da entalpia da liga SAC 405

Com base nos resultados obtidos para quando a entalpia de fusão da liga SAC 405 foi aumentada em cinco vezes, verifica-se que existe um desfasamento de cerca de dois segundos no processo de fusão relativamente ao caso anterior (figuras 5.10 e 5.11).

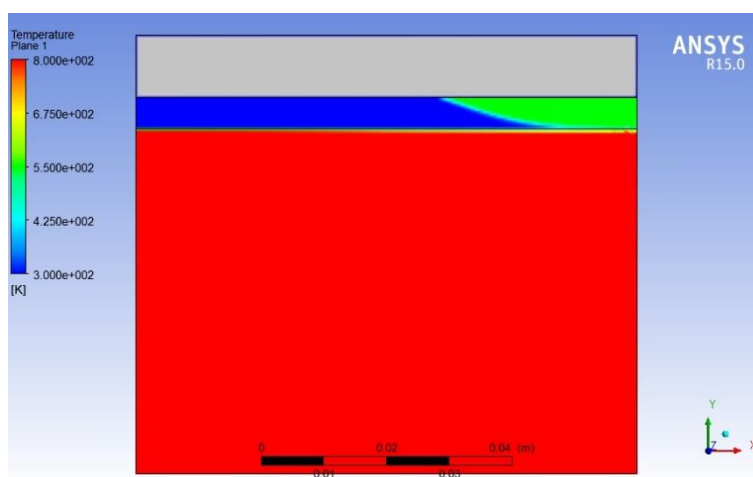


Figura 5.10 – Instante $t=3.18s$ da distribuição da variável criada no domínio.

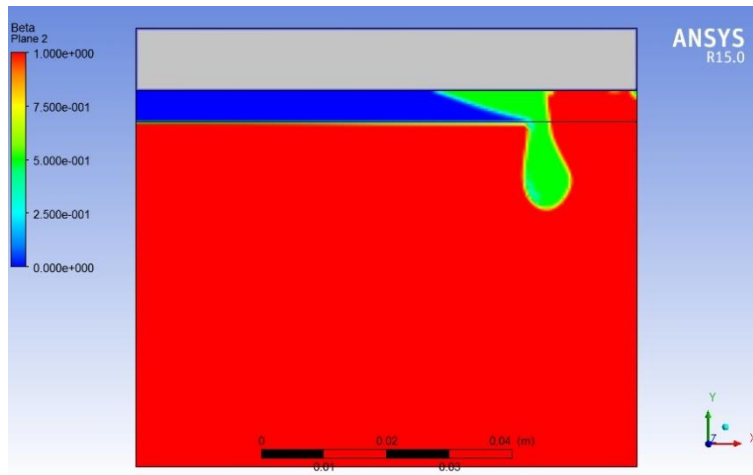


Figura 5.11 - Instante $t=3.59s$ da distribuição da variável criada no domínio.

Uma vez que há um aumento de tempo necessário para o material fundir, existe também mais tempo para a temperatura aumentar ao longo da placa de cobre em contacto com a liga, levando a que seja atingida a temperatura de fusão do material numa zona mais à esquerda que no caso anterior (figuras 5.12 e 5.13). Este aumento de temperatura afeta também a quantidade de material fundido observando-se que relativamente ao precedente caso esta quantidade é maior e a interface encontra-se mais deslocada para a esquerda e com uma inclinação mais acentuada relativamente ao eixo vertical.

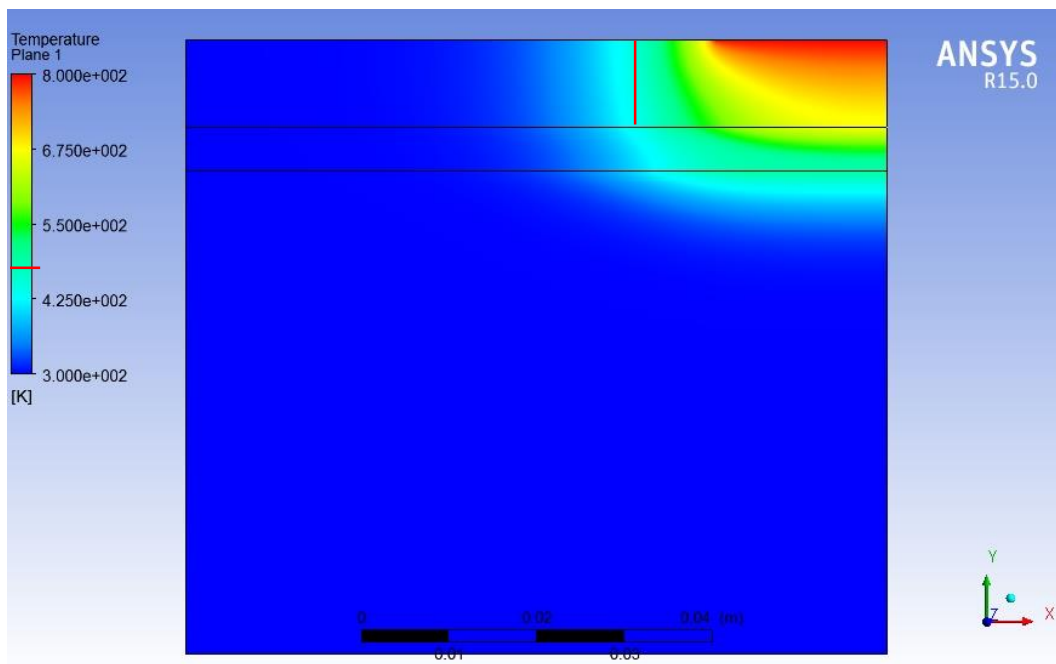


Figura 5.12 - Indicação da temperatura de fusão 490K para a liga SAC405 no instante $t=1.09s$.

Dado que existe mais material fundido no momento da formação da gota, o comportamento da mesma durante a queda será também ele diferente.

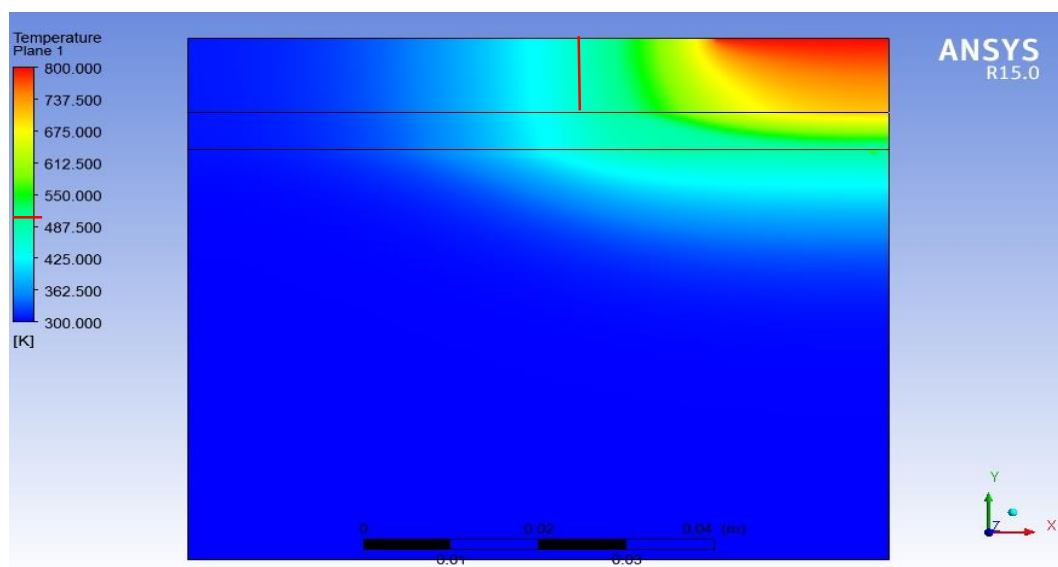


Figura 5.13 – Indicação da temperatura de fusão 490K com a entalpia de fusão aumentada no instante $t=3.18s$.

5.5 DETERMINAÇÃO DA TENSÃO SUPERFICIAL, OBTIDA EM TESTES PRÁTICOS, POR MEIOS DE ANÁLISE NUMÉRICA

Os testes em laboratório permitiram obter a geometria da solda fundida (SAC305 em substrato de NiAu e SAC 405 em substrato de cobre). O ângulo de contacto resultante foi calculado com recurso a um *software* e os resultados encontram-se nas figuras 5.14 e 5.15.

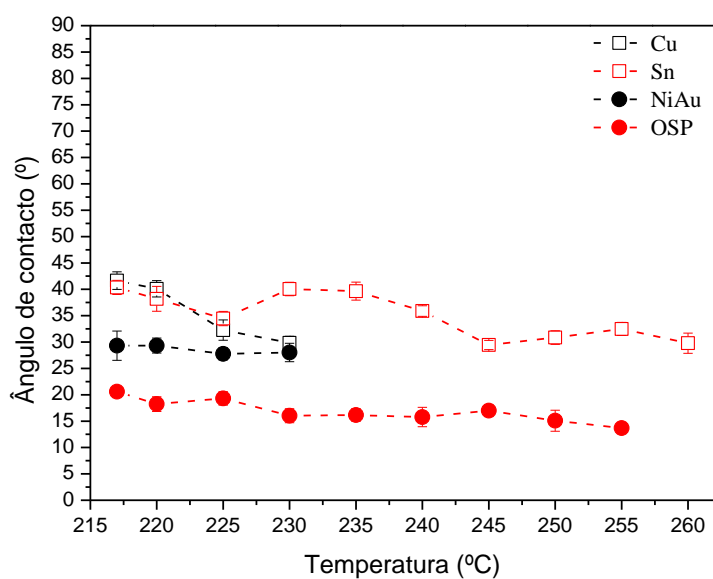


Figura 5.14 – Ângulos de contacto da solda SAC405 em diferentes substratos em função da temperatura obtidos no trabalho prático efetuado em paralelo a este trabalho.

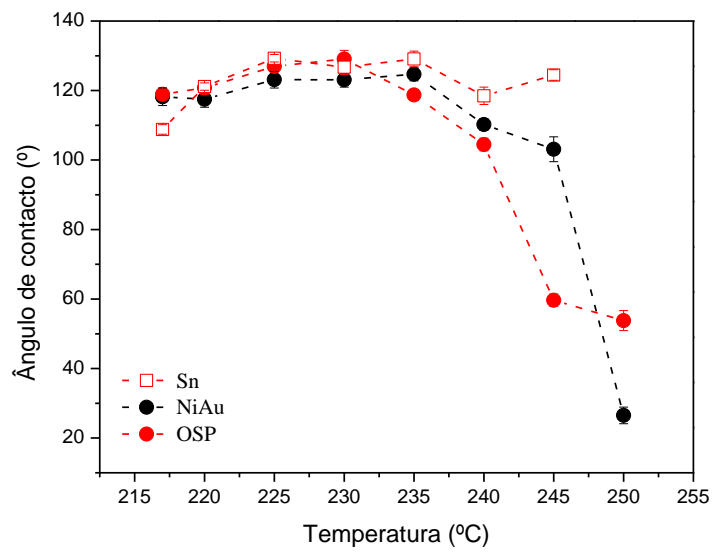


Figura 5.15 – Ângulos de contacto da solda SAC305 em diferentes substratos em função da temperatura obtidos no trabalho prático efetuado em paralelo a este trabalho.

5.5.1. Liga SAC 405 em substrato de cobre

Sabendo que o valor da temperatura no instante da fotografia foi de 503.15K e que o ângulo de contacto para a pasta de solda SAC 405 com substrato de cobre a essa temperatura medido no teste prático efetuado em paralelo é de 30° , a tensão superficial entre a liga e o ar foi variada por forma a verificar qual o valor que originava uma geometria mais aproximada da obtida em laboratório. O primeiro valor usado foi de 0.548 N/m sendo este o valor presente na bibliografia. A geometria obtida com este resultado pode ser observada na figura 5.16.

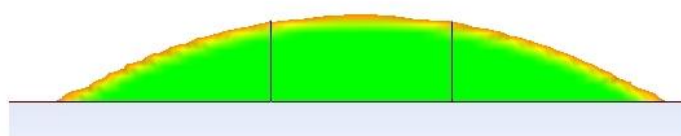


Figura 5.16 – Geometria obtida para uma tensão superficial de 0.548 N/m.

Comparando este resultado com a geometria obtida em laboratório verificou-se que a altura da gota de solda fundida era maior. O aumento da tensão superficial leva ao aumento da altura da bolha uma vez que, devido a aumento da energia de coesão entre as moléculas, a bolha tende a contrair e no limite assumir a forma de uma esfera. Como tal, de modo a aumentar a altura da bolha na simulação, procedeu-se ao aumento da tensão superficial na simulação e o valor utilizado foi de 0.75 N/m, obtendo – se a geometria observada na figura 6.17.



Figura 5.17 - Geometria obtida para uma tensão superficial de 0.75 N/m.

A diferença entre os dois resultados é evidente e a segunda geometria obtida é semelhante à resultante do teste em laboratório. Após a edição da imagem foi obtido o perfil do menisco em simulação e procedeu-se à sobreposição do mesmo com a fotografia obtida experimentalmente e pode ser observado na figura 5.18.



Figura 5.18 – Sobreposição do perfil do menisco obtido em simulação com a imagem retirada do teste em laboratório.

A análise da imagem permite concluir que o valor utilizado para a tensão superficial se encontra muito próximo do valor real, havendo uma diferença na base da gota devido à amostra ser uma pasta de solda e como tal possuir fluxo, este acumula-se junto do substrato e causa a aparência de que o contacto com o substrato é diferente ao da simulação. O fluxo acumulado pode ser observado na figura 5.19.



Figura 5.19 – Amostra da solda SAC 405 em substrato de cobre onde é visível a acumulação do fluxo.

Comparando este valor com os valores encontrados na bibliografia reconhece-se que o valor é elevado, apesar do teste ser executado em alto vácuo e a pressão parcial de oxigénio ser muito baixa, o que, devido ao oxigénio ser um forte tensoativo (composto caracterizado pela capacidade de alterar as propriedades superficiais e interfaciais de um líquido) e até uma pequena absorção deste elemento químico resultar num decréscimo acentuado da tensão superficial de metais fundidos (Ozawa, et al., 2011).

Devido ao valor obtido ser elevado comparando com a tensão superficial do estanho puro (por volta de 0.548 N/m (Li, et al., 2005)) decidiu-se variar o ângulo de contacto e verificar qual a tensão superficial necessária para, com o novo ângulo de contacto, obter a mesma geometria assumindo desta forma um possível desvio aquando da medição do ângulo no *software* utilizado. A tensão superficial utilizada foi novamente a do estanho puro e os resultados podem ser observados na figura 5.20 e 5.21.

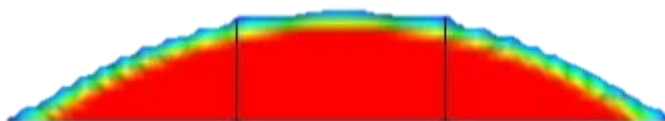


Figura 5.20 – Resultado obtido com tensão superficial de 0.548 N/m e ângulo de contacto de 35°.



Figura 5.21 - Sobreposição do perfil do menisco da figura 68 com a imagem retirada do teste em laboratório.

Os resultados permitem verificar que no *software* de simulação, o aumento do ângulo de contacto leva a uma diminuição da tensão superficial necessária para a obtenção da mesma geometria, reportando mais uma vez para que, devido ao fluxo acumulado que impede a fácil leitura do ângulo de contacto, o valor deste seja passível de possuir algum desvio, contribuindo ainda para esta assunção o facto de que o *software* utilizado para medição do ângulo de contacto não indicar o valor automaticamente, ao invés, é necessário manualmente traçar duas retas (uma no substrato e outra tangente à superfície da gota) e medir a inclinação gerada entre elas.

5.5.2. Liga SAC 305 em substrato níquel-ouro

Sabendo que o valor da temperatura no instante da fotografia foi de 508.15K e que o ângulo de contacto para a solda SAC 305 com substrato de NiAu a essa temperatura medido no teste prático efetuado é de 27°, a tensão superficial entre a liga e o ar foi variada da mesma forma

que na simulação precedente, de modo a obter a geometria mais aproximada da obtida em laboratório (figura 5.22).



Figura 5.22 – Geometria obtida em laboratório para a solda SAC 305 em substrato de NiAu aos 508.15K.

O primeiro valor usado foi de 0.548 N/m mais uma vez mas o resultado obtido (figura 6.23) foi bastante diferente do resultado obtido em laboratório uma vez que a liga se encontrava demasiado espalhada resultando numa altura da bolha muito inferior à da fotografia (figura 6.23).



Figura 5.23 - Resultado obtido da simulação da fusão da liga SAC 305 em substrato de NiAu com 0.5 N/m de tensão superficial.

Como tal, procedeu-se ao aumento da tensão superficial. O segundo valor usado foi de 0.75 N/m e o resultado encontra-se visível na figura 5.24.



Figura 5.24 – Resultado obtido da simulação da fusão da liga SAC 305 em substrato de NiAu com 0.75 N/m de tensão superficial.

Mais uma vez o resultado obtido fica aquém da geometria obtida pelos testes em laboratório. Desta forma, foi necessário aumentar ainda mais o valor da tensão superficial considerada. O novo valor introduzido foi de 1 N/m. Este valor é cerca de duas vezes mais que o valor da tensão superficial para estanho puro o que é um indicativo por si só que existem alguns parâmetros que produziram a geometria no teste em laboratório e que não estão a ser considerados pelo *software* de simulação. Pela figura 5.25 pode-se constatar que o valor de 1

N/m de tensão superficial é insuficiente para que a altura da bolha seja semelhante à do teste experimental.



Figura 5.25 - Resultado obtido da simulação da fusão da liga SAC 305 em substrato de NiAu com 1 N/m de tensão superficial.

De igual modo ao caso anterior, decidiu-se variar o ângulo de contacto por forma a verificar de que forma este altera a tensão superficial necessária para obter os mesmos resultados quer experimentalmente quer em simulação. Desta vez, o ângulo utilizado teve por base o ângulo de contacto obtido em (Zang, et al., 2011) entre a solda SAC 305 e o substrato de Ni que tem o valor de 37° e a tensão superficial o valor de 0.5 N/m. O resultado (figura 5.26) é o mais aproximado à forma obtida no teste prático, no entanto ainda é visível uma diferença na altura da bolha. De salientar que a diferença no substrato (de níquel enquanto que o utilizado no trabalho em paralelo foi de níquel-ouro) é passível de induzir uma diferença na molhabilidade do sistema levando a uma alteração do ângulo de contacto. De qualquer forma, é possível observar na figura 5.22 que a forma da solda fundida não é simétrica e é até observável a olho nu uma diferença no ângulo de contacto entre as duas extremidades, sendo que do lado esquerdo o ângulo de contacto é inferior ao do lado direito, podendo originar mais uma vez erros aquando da determinação do mesmo pelo *software* utilizado.



Figura 5.26 – Sobreposição da imagem fotográfica do teste prático com o resultado simulado com um ângulo de contacto de 37° e tensão superficial de 0.5 N/m

Outra causa provável para que os resultados entre a simulação e o teste prático sejam distintos é o facto de que a massa de solda inicial é um paralelepípedo, como pode ser observado na figura 5.27, e que pode influenciar a forma como a solda flui quando muda de fase levando a resultados algo dispares uma vez que no *software* de simulação não existe reação com o substrato simulado (formação de intermetálicos) permitindo por isso atingir sempre o estado de equilíbrio qualquer que seja a geometria inicial.

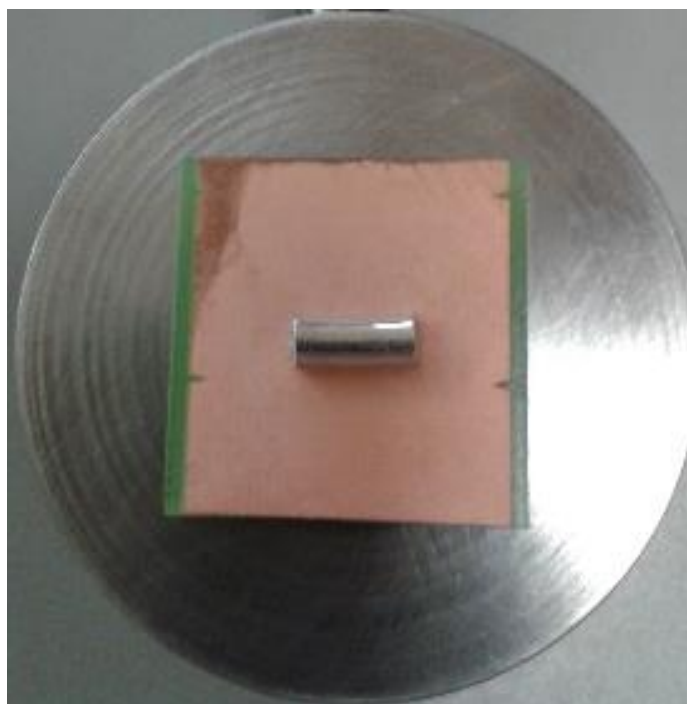


Figura 5.27 – Amostra da solda SAC 305 antes do início do teste.

5.6 JUNTA DE SOLDADURA NA PRESENÇA DE UM COMPONENTE

Os resultados obtidos para a solda fundida sob o componente mostram uma boa molhabilidade da solda que fez com que esta “agarrasse” o componente. É possível verificar na figura 5.28 que a solda se deslocou no sentido ascendente na face esquerda do componente aumentando a área de contacto. Este fenómeno dá-se devido à tensão superficial que tende a manter a solda unida, resultado num aglomerar da mesma sob o componente.

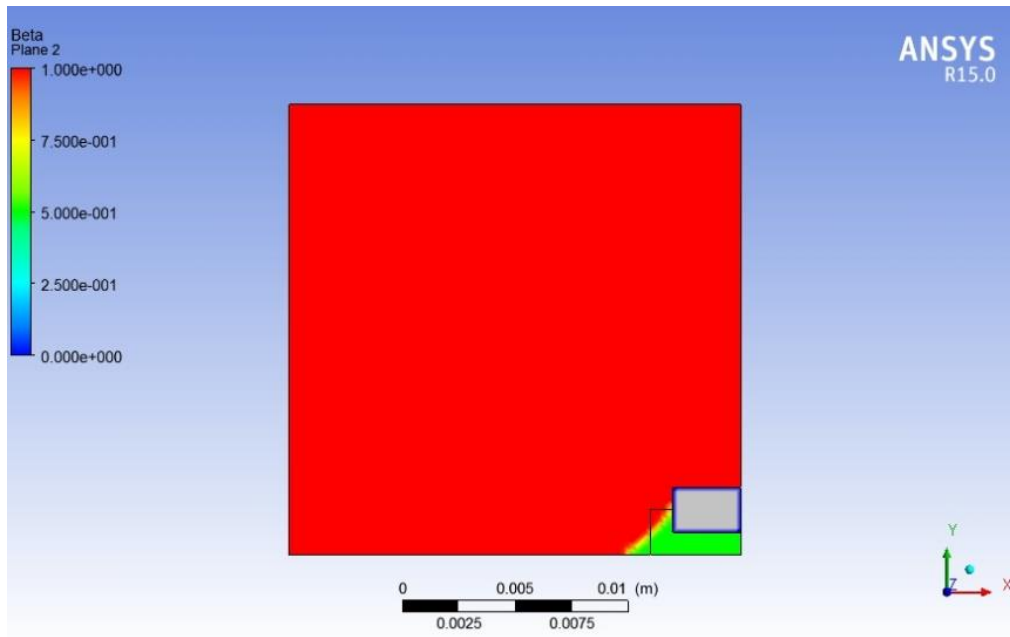


Figura 5.28 – Geometria da solda no estado inicial e final (após fusão) na presença do componente.

Ainda de salientar que devido à definição da parede inferior como sendo constituída por PCB e apenas os 5 mm mais à direita serem de cobre, a solda permaneceu no *solder-pad*, não escoando para cima do PCB. Ao definir o ângulo de contacto do cobre como 30° e o do contacto com o pcb como 90° , verifica-se que a solda se mantém no *pad* de cobre. Podemos ainda observar na figura 5.29 o perfil de temperaturas no domínio no estado final (em equilíbrio).

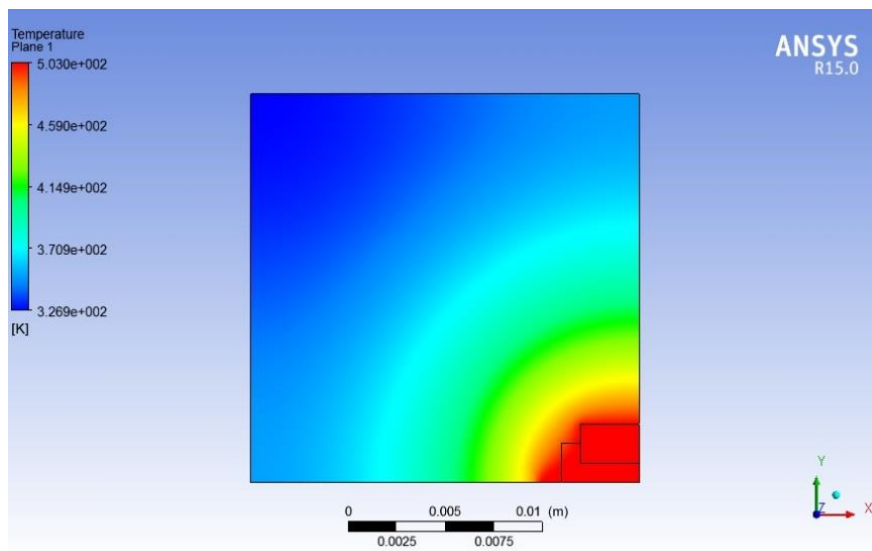


Figura 5.29 – Variação da temperatura ao longo do domínio

CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

6.1 CONCLUSÕES

A elaboração deste trabalho permitiu desenvolver uma prática em simulação de escoamentos de fluidos e fusão de materiais com a ferramenta CFD. Foi ainda possível adquirir uma melhor compreensão sobre o comportamento das soldas “Pb free” usadas atualmente na indústria dos componentes eletrónicos.

A execução deste estudo possibilitou ainda a determinação das propriedades responsáveis pelo comportamento do fluido aquando do seu escoamento (tensão superficial, densidade e viscosidade) verificando ainda o efeito da variação das mesmas no comportamento dinâmico do material. Foram ainda demarcadas as variáveis responsáveis pelo processo de fusão dos materiais estudados (entalpia de fusão, intervalo entre *solidus/liquidus*, calor específico e condutividade térmica) analisando o efeito da alteração dos mesmos.

Com a determinação da tensão superficial, verificou-se quais as propriedades inerentes à geometria final em equilíbrio a determinada temperatura da forma da bolha aquando da fusão de um determinado volume de solda sendo elas o ângulo de contacto, a tensão superficial e a densidade.

Por fim foi obtido um perfil para a geometria da solda em equilíbrio sob um componente e em contacto com um substrato de cobre sobre o PCB, facilitando a previsão da junta de soldadura final a obter após o processo de soldadura por *reflow*.

Foram desenvolvidos três modelos permitindo simular a fusão e queda de um material escolhido, obter a forma da gota fundida de um material e ainda obter uma previsão da forma da junta de soldadura após o reflow.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para trabalhos futuros é sugerido o estudo da solidificação. Simplesmente ao invés de utilizar uma geometria inicial sólida, deve ser definida uma geometria inicial em estado líquido com temperaturas que o permitam e deve se proceder à solidificação da mesma.

É ainda possível submeter uma amostra a um ciclo térmico de *reflow* obtendo assim uma melhor compreensão da evolução do material ao longo da temperatura, podendo ainda ser simulado esse ciclo térmico em condições “reais” introduzindo a presença de um componente sobre o pc revestido de um substrato. Seria também interessante passar o estudo para as três dimensões e verificar o comportamento da solda.

Além dos estudos acima referidos, sugere-se ainda a inclusão do PCB como um corpo e dos componentes como um corpo constituído por diferentes materiais, podendo ser obtida informação então do gradiente de temperatura tanto no corpo do PCB como no componente em estudo.

REFERÊNCIAS

Abtew M. and Selvaduray G. Lead-free Solders in Microelectronics [Journal] // Materials Science and Engineering: Reports. - 2000. - 5-6 : Vol. 27. - pp. 95-141.

ANSYS, Inc. ANSYS Fluent 12.0 Tutorial Guide [Book]. - 2009.

Balázs I. and István B. Numerical study of the gas flow velocity space in convection reflow oven [Journal] // International Journal of Heat and Mass Transfer. - Budapest : [s.n.], 2014. - Vol. 70. - pp. 185-191.

Ball M. O. and Magazine J. M. Sequencing of Insertions in Printed Circuit Board Assembly [Journal] // Operations Research in Manufacturing. - 1988. - 2 : Vol. 36. - pp. 192-201.

Belov I. [et al.] CFD aided reflow oven profiling for PCB preheating in a soldering process [Journal] // Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation. - 2007. - pp. 1-8.

Biausser B. [et al.] 3D two phase flows numerical simulations by SL-VOF method. [Journal] // International Journal for Numerical Methods in Fluids. - 2004. - Vol. 45. - pp. 581-604.

Brakke K. A. Surface Evolver Manual [Book]. - Selinsgrove, PA : [s.n.], 2005. - 2.26.

Brakke K. A. The Surface Evolver [Journal] // Experimental Mathematics. - 1992. - Vol. I. - pp. 141-165.

Brammer D. Reductions in Inert Gas Usage and No-clean Processes in Recirculating Forced Convection SMT Reflow Systems [Journal] // Proc. of NEPCON WEST. - Anaheim : [s.n.], 1993. - pp. 137-142.

Brent A. D., R.Voller V. and Reid K. J. The Enthalpy-Porosity technique for modeling convection-difusion phase change: aplication to the melting of a pure metal

[Journal] // Numerical Heat Transfer. - Minneapolis : Taylor & Francis, 1998. - 3 : Vol. 13. - pp. 297-318.

Campos T. Modelação do Escoamento de Polímeros [Report] : Tese de Doutoramento / Universidade do Minho. - Guimarães : [s.n.], 2004.

Černe G., Petelin S. and Tiselj I. Numerical errors of the volume-of-fluid interface tracking algorithm. [Journal] // International Journal for Numerical Methods in Fluids. - 2002. - Vol. 38. - pp. 329-350.

Chiang K. N. and Yuan C. A. An Overview of Solder Bump Shape Prediction Algorithms with Validations [Journal] // IEEE Transactions on Advanced Packaging. - 2001. - Vol. 24. - pp. 158-162.

Drelich J., Fang C. and White C. Measurement of interfacial tension in fluid-fluid systems [Journal] // Encyclopedia of Surface and Colloid Science. - 2002.

Egry I., Ricci E. and Ozawa S. Surface tension of liquid metals and alloys — Recent developments [Journal] // Advances in Colloid and Interface Science. - 2010.

Ferziger J.H. and Perić M. Computational Methods for Fluid Dynamics [Book]. - Berlin : Springer, 2002. - 3^a.

Flemings M. C. Solidification Processing [Journal] // METALLURGICAL TRANSACTIONS. - 1974. - Vol. 5. - pp. 2121-2134.

Frear D.R. [et al.] Pb-Free Solders for Flip-Chip Interconnects [Journal] // Journal of Minerals, Metals & Materials Society. - 2001. - 6 : Vol. 53. - pp. 28-32.

Gayle F. W. [et al.] High temperature lead-free solder for microelectronics [Journal] // JOM: the journal of the Minerals, Metals & Materials Society. - 2005. - 6 : Vol. 53. - pp. 17-21.

Hao Y., Mattila T.T. and Kivilahti J. K. Thermal simulation of the solidification of lead-free solder interconnections [Journal] // IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies. - 2006. - 3 : Vol. 29. - pp. 475-485.

Harrison M.R., Vincent J.H. and Steen H.A.H. Lead-free reflow soldering for electronics assembly [Journal] // Soldering & Surface Mount Technology. - 2001. - 3 : Vol. 13. - pp. 21-38.

Henderson D.W. [et al.] Ag₃Sn Plate Formation in the Solidification of Near Ternary Eutectic Sn-Ag-Cu Alloys [Journal] // Journal of Materials Research. - 2002. - 11 : Vol. 17. - pp. 2775-78.

Hirt C. W. and Nichols B. D. Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries [Journal] // Journal of Computational Physics. - 1981. - 39 : Vol. I. - pp. 201-225.

Hodson T. L. Selecting Pick-and-place Equipment [Journal] // EP&P. - Junho 1993. - pp. 32-37.

Hun S.H., Kim K.S. and Suganuma K. Effect of Ag Addition on the Microstructural and Mechanical Properties of Sn-Cu Eutectic Solder [Journal] // Materials Transactions. - 2001. - 5 : Vol. 42. - pp. 739-744.

Kang S.K. [et al.] Ag₃Sn plate formation in the solidification of near-ternary eutectic Sn-Ag-Cu [Journal] // JOM: the journal of Minerals, Metals & Materials Society. - 2003. - 6 : Vol. 55. - pp. 61-65.

Kang S.K. [et al.] Formation of Ag₃Sn Plates in Sn-Ag-Cu Alloys and Optimization of their Alloy Composition [Conference] // Proc. 53rd Electronic Components & Technology Conference. - New Orleans, LA, CA : [s.n.], 2003. - pp. 64-70.

Lau Chun-Sean and Abdullah M.Z. Simulation Investigations on Fluid/Structure Interaction in the Reflow Soldering Process of Board-Level BGA Packaging [Journal] // International Journal of Computer Theory and Engineering. - Agosto 2013. - Vol. 5.

Lau Chun-Sean and Abdullah M.Z. Three-dimensional thermal investigations at board level in a reflow oven using thermal-coupling method [Journal] // Soldering & Surface Mount Technology. - Malasya : Emerald Group Publishing Limited, 2012. - pp. 167-182.

Lee Ning-Cheng Reflow Soldering Processes and Troubleshooting: SMT, BGA, CSP and Flip Chip Technologies [Book]. - BOSTON OXFORD AUCKLAND JOHANNESBURG : Butterworth-Heinemann, 2002.

Li J. [et al.] Surface tension of molten tin investigated with sessile drop method [Journal] // Trans. Nonferrous Met. Soc. China. - 2005. - 5 : Vol. 15. - pp. 1166-1171.

Liu C. M. [et al.] Reflow soldering and isothermal solid-state aging of Sn-Ag eutectic solder on Au/Ni surface finish [Journal] // Journal of Electronic Materials. - 2001. - 9 : Vol. 30. - pp. 1152-1156.

Maronnier V., Picasso M. and Rappaz J. Numerical simulation of three-dimensional free surface flows. [Journal] // International Journal for Numerical Methods in Fluids. - 2003. - Vol. 42. - pp. 697-716.

Ohnuma I. [et al.] Phase equilibria and the related properties of Sn-Ag-Cu based Pb-free solder alloys [Journal] // Journal of electronic materials. - 2000. - 9 : Vol. 123. - pp. 1137-1144.

Ozawa S. [et al.] Relationship of Surface Tension, Oxygen Partial Pressure, and Temperature for Molten Iron [Journal] // Japanese Journal of Applied Physics. - 2011. - 11RD05 : Vol. 50.

Sarvar F. and Conway P. P. Effective Modelling of the Reflow Soldering Process: Basis, Construction and Operation of a Process Model [Journal] // IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology Part C: Manufacture. - 1998. - 2 : Vol. 21. - pp. 126-133.

Shen J. [et al.] Formation of Bulk Intermetallic Compound Ag₃Sn in Slowly-Cooled Lead-Free Sn-4.0 wt pct Ag Solders [Journal] // Journal of materials science and technology. - 2005. - 6 : Vol. 21. - pp. 827-830.

Suganuma K. and Nakamura Y. Microstructure and strenght of interface between Sn-Ag Eutectic Solder and Cu [Journal] // Journal of Japan Institute Metals. - 1995. - 12 : Vol. 59. - pp. 1299-1305.

Suhling Hongtao Ma e Jeffrey C. A review of mechanical properties of lead-free solders for electronic packaging [Journal] // Journal of Materials Science. - [s.l.] : Journal of Materials Science, 2009.

Versteeg H K and Malalasekera W An Introduction to Computational Fluid Dynamics [Book]. - Edimburgh Gate : Pearson Education Limited, 2007. - 2^a.

Whalley D.C. A simplified model of the reflow soldering process [Conference] // 8th Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems. - San Diego, California : IEEE, 2002. - pp. 840-847.

Yamamoto T. and Tsubone K. Assembly Technology Using Lead-free Solder [Journal] // FUJITSU Science Technology Journal. - 2007. - 1 : Vol. 43. - pp. 50-58.

Yang J. H. [et al.] Fracture analysis of electronic ic package in reflow soldering process [Journal] // KSME International Journal. - 2004. - 3 : Vol. 18. - pp. 357-369.

Yangkyun K. A multiphase-based numerical study on time-dependent melting, deforming and dripping process of Phase Change Material (PCM) induced by external heat source [Report] / Hokkaido University. - Kita Ward, Sapporo, Hokkaido : [s.n.], 2013.

Ya-Yun C, [et al.] The Simulation of Shape Evolution of Solder Joints during Reflow Process [Journal] // Materials Transactions. - 2006. - pp. 1186-1192.

Zang L. [et al.] Wetting process and interfacial characteristic of Sn-3.0Ag-0.5Cu on different substrates at temperatures ranging from 503K to 673K [Journal] // Applied Surface Science. - 2011. - Vol. 257. - pp. 4877-4884.