



UNIVERSIDADE D  
COIMBRA

Ricardo António Soares Pragosa

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA SOLDADURA POR  
IMPACTO ALUMÍNIO-AÇO**

VOLUME 1

**Dissertação no âmbito do Mestrado Integrado em Engenharia Mecânica, da área de Produção e Projeto, orientada pelos Professores Doutores Ricardo António Lopes Mendes e Ivan Rodolfo Pereira Garcia de Galvão e apresentada ao Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologia.**

Outubro de 2020



1 2



9 0

FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE DE  
COIMBRA

# **SIMULAÇÃO NUMÉRICA DA SOLDADURA POR IMPACTO ALUMÍNIO-AÇO**

Dissertação apresentada para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia  
Mecânica na Especialidade de Produção e Projeto

## **Numerical Simulation of the Impact Welding of Aluminium- Steel**

**Autor**

**Ricardo António Soares Pragosa**

**Orientadores**

**Professor Doutor Ricardo António Lopes Mendes**

**Professor Doutor Ivan Rodolfo Pereira Garcia de Galvão**

**Júri**

<b>Presidente</b>	<b>Professor Doutor José Manuel Baranda Moreira da Silva Ribeiro</b> Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
<b>Orientador</b>	<b>Professor Doutor Ricardo António Lopes Mendes</b> Professor Auxiliar da Universidade de Coimbra
<b>Vogais</b>	<b>Professor Doutor Rui Manuel Ferreira Leal</b> Professor Adjunto do Instituto Politécnico de Leiria

**Coimbra, Outubro, 2020**



*“Imagination is more important than knowledge. Knowledge is limited.*

*Imagination encircles the world.”*

Albert Einstein

“O tempo é teu capital; tens de o saber utilizar. Perder tempo é estragar a vida.”

Franz Kafka



## **Agradecimentos**

A realização desta dissertação só foi possível graças ao apoio constante de pessoas que contribuíram para que este trabalho pudesse ser concretizado da melhor maneira. Deste modo, apresento os meus sinceros agradecimentos.

Em primeiro lugar agradeço aos meus orientadores, o Professor Doutor Ricardo Mendes e o Professor Doutor Ivan Galvão pela ajuda e disponibilidade sempre demonstrada, pelos conhecimentos partilhados, as sugestões e críticas que foram sempre oportunas e importantes.

Agradeço ao Nicolas Teyssier, por ter disponibilizado o seu trabalho de intercâmbio na Universidade de Coimbra, que foi uma enorme ajuda na aprendizagem do programa de simulação Ansys Autodyn.

Agradeço à minha família que sempre me apoiou e incentivou em todos os momentos da minha vida, e sempre me concedeu os meios necessários para que chegasse onde eu queria chegar.

Quero agradecer a todos os meus colegas e amigos pelo apoio e amizade sempre demonstrada ao longo do meu percurso académico. Foram os bons momentos e experiências que me deram sempre ânimo e vontade para continuar neste caminho.

Por fim, agradeço à Beatriz pela constante preocupação e ajuda neste projeto.



## Resumo

O presente trabalho tem como objetivo estudar, por simulação numérica, com recurso ao programa comercial hidrodinâmico Ansys Autodyn, a morfologia e os fenómenos interfaciais em soldadura de chapas de alumínio a aço por impacto. Foi considerado o efeito da velocidade de impacto e do ângulo de colisão nas condições desenvolvidas na interface das placas, nomeadamente na formação do jato, na formação e morfologia de ondas, a existência de fusão e a temperatura e pressão atingidas. Os resultados numéricos foram comparados com resultados experimentais obtidos em trabalhos anteriores. O estudo incidiu na ligação do alumínio AA 6061-T6 ao aço inoxidável AISI 304 e ao aço carbono V250 de elevada dureza.

No *software* de simulação Ansys Autodyn, o método de malha utilizado para reproduzir com maior exatidão a formação de jato e de ondas foi o método *Smoothed Particles Hydrodynamics*. A equação de estado escolhida para as placas metálicas foi a equação de *Shock* de Mie-Grüneisen, que foi associada ao modelo de comportamento de Steinberg-Guinan. Foram realizados, no total, cerca de 50 ensaios numéricos.

A janela de soldabilidade Al-SS revelou que as simulações obtidas estão, de modo geral, dentro dos limites de soldabilidade, com bons resultados de soldadura e interfaces com ondas bem definidas. Verificou-se que a pressão ideal para obter os melhores resultados situava-se entre os 2 GPa e os 4 GPa. Pelo contrário, na janela de soldabilidade Al-CS, os resultados obtidos nas simulações não estavam em sintonia com os limites de soldabilidade. As interfaces obtidas foram, na maior parte dos casos, planas, devido à elevada dureza do aço, sendo bastante difícil ligar os dois metais. A pressão próxima da interface estimada para proporcionar os melhores resultados de soldadura foi de 4 GPa a 7 GPa.

Os resultados numéricos e experimentais, quando comparados, não mostraram total sintonia no que respeita à morfologia da interface, devido essencialmente à diferença de dureza dos metais soldados em ambas as abordagens.

**Palavras-chave:** Soldadura por Impacto, Simulação Numérica, Alumínio, Aço, Interface, Janela de Soldabilidade.



## Abstract

The present work aims to study, by numerical simulation, using the commercial hydrodynamic program Ansys Autodyn, the morphology and interfacial phenomena in welding aluminum plates to steel by impact. The effect of the impact velocity and the collision angle on the conditions developed at the plate interface, namely on the formation of the jet, on the formation and morphology of waves, the existence of fusion and the temperature and pressure reached, were considered. The numerical results were compared with experimental results obtained in previous studies. The study focused on the bonding of AA 6061-T6 aluminum to AISI 304 stainless steel and high hardness V250 carbon steel.

In the Ansys Autodyn simulation software, the mesh method used to reproduce the formation of jet and wave formation more accurately was the Smoothed Particles Hydrodynamics method. The equation of state chosen for the metal plates was the Mie-Grüneisen shock equation, which was associated with the Steinberg-Guinan behavior model. A total of 50 numerical tests were performed.

The Al-SS weldability window revealed that the simulations obtained are generally within the weldability limits, with good welding results and interfaces with well-defined waves. It was found that the ideal pressure to obtain the best results was between 2 GPa and 4 GPa. On the contrary, in the Al-CS weldability window, the results obtained in the simulations were not in line with the weldability limits. The interfaces obtained were, in most cases, flat, due to the high hardness of the steel, being quite difficult to connect the two metals. The pressure close to the interface estimated to provide the best welding results was from 4 GPa to 7 GPa.

The numerical and experimental results, when compared, did not show total harmony with regard to the morphology of the interface, mainly due to the difference in hardness of welded metals in both approaches.

**Keywords** Impact Welding, Numeric Simulation, Aluminium, Steel, Interface, Weldability Window.



---

## Índice

Índice de Figuras .....	ix
Índice de Tabelas .....	xi
Simbologia e Siglas .....	xiii
Simbologia.....	xiii
Siglas .....	xiv
1. INTRODUÇÃO.....	1
2. CARACTERIZAÇÃO DO ESTADO DE ARTE .....	3
2.1. Contextualização Histórica .....	3
2.2. Vantagens e Limitações .....	3
2.3. Aplicações.....	4
2.4. Introdução à Soldadura por Explosão .....	5
2.4.1. Mecanismos de ligação.....	7
2.5. Possíveis Geometrias de Soldadura por Explosão .....	13
2.5.1. Geometria Paralela .....	14
2.5.2. Geometria Oblíqua .....	14
2.5.3. Geometria Cilíndrica .....	14
2.6. Janela de soldabilidade .....	15
2.6.1. Limite Esquerdo (da Formação de Ondas) .....	16
2.6.2. Limite Inferior (da Cedência do Material) .....	17
2.6.3. Limite Superior (da Fusão do Material) .....	17
2.6.4. Limite Direito (da Formação do Jato) .....	18
2.7. Soldadura por Explosão Alumínio – Aço .....	18
2.7.1. Soldadura Alumínio – Aço Carbono .....	19
2.7.2. Soldadura Alumínio – Aço Inoxidável.....	21
2.8. Modelação de Soldadura por Impacto .....	23
3. MODELAÇÃO NUMÉRICA .....	27
3.1. Introdução ao Software de Simulação .....	27
3.2. Geometria e Condições Iniciais .....	27
3.3. Modelos dos Materiais Utilizados .....	29
3.4. Parâmetro de Malha .....	31
3.5. Medição da Pressão e Temperatura na Interface .....	33
4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS.....	35
4.1. Características da Interface .....	35
4.1.1. Características da Interface Al – SS .....	35
4.1.2. Características da Interface Al – CS.....	41
4.2. Janelas de Soldabilidade .....	47
4.2.1. Construção das Janelas de Soldabilidade .....	47
4.2.2. Janela de Soldabilidade Al – SS.....	48
4.2.3. Janela de Soldabilidade Al – CS.....	50

4.3. Comparação Com Resultados Experimentais.....	53
4.3.1. Comparação de Resultados AI – SS.....	53
4.3.2. Comparação de Resultados AI – CS .....	54
4.3.3. Parâmetros WIF e IMP.....	55
5. CONCLUSÕES.....	57
5.1. Limitações e Propostas para Trabalho Futuro .....	58
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	59
ANEXO A.....	65
ANEXO B.....	67
APÊNDICE A.....	69
APÊNDICE B.....	71

## ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Ligação bimetálica usada em fábrica de fundição de alumínio, e lanca de alta velocidade construída a partir de ligação de metais dissimilares, (adaptado de [4]). .....	5
Figura 2.2. Representação da soldadura por explosão entre duas placas metálicas,(adaptado de [7]). .....	5
Figura 2.3. Morfologias típicas da interface, plana(a) e ondulada(b),(adaptado de [2]). .....	9
Figura 2.4. Representação esquemática de formação de onda, dos passos (a) a (i),(adaptado de [16]). .....	11
Figura 2.5. Representação de instabilidade de Helmholtz,(adaptado de [22]). .....	12
Figura 2.6. Efeito de vários números de Reynolds nas vias dos vórtices de von Kármán, (retirado de [23]). .....	12
Figura 2.7. Semelhança entre ondas obtidas experimentalmente e os vórtices de von Kármán e a instabilidade de Helmholtz,(adaptado de [22]). .....	13
Figura 2.8. Representação esquemática de uma geometria oblíqua,(adaptado de [3]). .....	14
Figura 2.9. Representação esquemática de uma geometria cilíndrica,(retirado de [25]). ...	15
Figura 2.10. Representação genérica de uma janela de soldabilidade, (retirado de [25]). ...	15
Figura 2.11. Comparação de resultados numéricos, e experimentais, para diferentes velocidades de impacto e um ângulo de colisão de 15°, (adaptado de [13]). .....	25
Figura 3.1. Representação genérica das condições iniciais na simulação. .....	28
Figura 3.2. Representação genérica das coordenadas dos pontos <i>Gauge</i> . .....	34
Figura 4.1. Perfil da interface (a) e perfil do jato (b) de simulação com (2510 m/s, 8°). .....	37
Figura 4.2. Perfil do jato para várias velocidades de impacto para um ângulo de colisão de 15° (a), e 20° (b). .....	37
Figura 4.3. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (2510 m/s, 8°). .....	38
Figura 4.4. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (2304,7 m/s, 20°). .....	38
Figura 4.5. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (2304,7 m/s, 20°). .....	39
Figura 4.6. Perfil da interface (a) e perfil do jato (b) de simulação com (4591,8 m/s, 10°). .....	40
Figura 4.7. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (4591,8 m/s, 10°). .....	41

Figura 4.8. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (2868,6 m/s, 8°).	42
Figura 4.9. Perfil do jato para várias velocidades de impacto para um ângulo de colisão de 10° (a), e 20° (b).....	43
Figura 4.10. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (2868,6 m/s, 8°).....	43
Figura 4.11. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (3110,8 m/s, 12°). .....	44
Figura 4.12. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (3110,8 m/s, 12°).....	45
Figura 4.13. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (3449,3 m/s, 15°). .....	45
Figura 4.14. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (3449,3 m/s, 15°).....	46
Figura 4.15. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (3345,5 m/s, 6°). .....	47
Figura 4.16. Janela de soldabilidade Alumínio – Aço Inoxidável. ....	49
Figura 4.17. Janela de soldabilidade Al – CS com valores de pressão medidos no <i>flyer</i> de alumínio. ....	50
Figura 4.18. Janela de soldabilidade Alumínio – Aço Carbono.....	51
Figura 4.19. Janela de soldabilidade Al – CS com valores de pressão medidos no <i>flyer</i> de alumínio. ....	52
Figura 4.20. Interface Al-SS obtida através do procedimento experimental (a), e numérico (b). ....	53
Figura 4.21. Interface Al-CS obtida através do procedimento experimental (a), e numérico (b). ....	54
Figura 4.22. Interface Al-CS obtida através de procedimento numérico com placa de base de aço AISI 1006.....	55

## ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 3.1. Parâmetros da equação de estado de Mie-Grüneisen (retirados de <i>Ansys Autodyn</i> ). .....	29
Tabela 3.2. Parâmetros do modelo de Steinberg-Guinan (retirados de <i>Ansys Autodyn</i> ). ....	31
Tabela 4.1. Resumo das condições iniciais e dos resultados obtidos nos ensaios numéricos Al-SS. ....	35
Tabela 4.2. Resumo das condições iniciais e dos resultados obtidos nos ensaios numéricos Al-CS. ....	41
Tabela 4.3. Lista de parâmetros utilizados na elaboração das janelas de soldabilidade Al-SS, e Al-CS. ....	47
Tabela 4.4. Valores dos parâmetros WIF e IMP e morfologias de ondas observadas. ....	56



---

## SIMBOLOGIA E SIGLAS

### Simbologia

$a$  – Coeficiente de correção volumétrica para o coeficiente de Grüneisen

$C$  – Calor específico a pressão constante do material

$C_b$  – Velocidade de propagação do som no material

$E$  – Módulo de elasticidade

$E_0$  – Energia interna do metal

$\sqrt{2E}$  – Velocidade característica do explosivo segundo Gurney

$f(x)$  – Função de aproximação de Kernel

$G$  – Módulo de torção do material

$H_{base}$  – Dureza da placa base ou estacionária

$H_{flyer}$  – Dureza da placa voadora ou *flyer*

$H_H$  – Dureza do material mais duro

HV – Dureza Vickers do material

$k$  – Constante de rugosidade da superfície do material

$K$  – Condutividade térmica do material

$m_j$  – Massa de uma partícula  $j$

$n$  – Constante de dureza de equação de Steinberg-Guinan

$N$  – Constante da equação do limite superior de Wittman

$P$  – Pressão hidrostática

$R$  – Rácio do explosivo

$Re$  – Número de Reynolds

$Re_{cr}$  – Número de Reynolds crítico para a formação de ondas

$t$  – Espessura da placa

$T_m$  – Temperatura de fusão

$V_c$  – Velocidade no ponto de colisão

$V_{c,min}$  – Velocidade no ponto de colisão mínimo

$V_{c,tr}$  – Velocidade de transição de interface plana para ondulada

$V_d$  – Velocidade de detonação do explosivo

$V_p$  – Velocidade de impacto

$V_x$  – Velocidade de impacto segundo x

$V_y$  – Velocidade de impacto segundo y

$Y$  – Módulo de tensão de cedência do material

$Z_{base}$  – Impedância da placa base

$Z_{flyer}$  – Impedância do *flyer*

$Z_{Ratio}$  – Rácio das impedâncias

$\beta$  – Ângulo de colisão

$\beta_1$  – Constante de dureza de equação de Steinberg-Guinan

$\Gamma$  – Coeficiente de Grüneisen

$\epsilon$  – Deformação plástica equivalente

$\eta$  – Compressão do volume

$\rho$  – Densidade do material

$\rho_0$  – Densidade inicial do material

$\rho_{base}$  – Densidade da placa base ou estacionária

$\rho_{flyer}$  – Densidade da placa voadora ou *flyer*

$\rho_j$  – Densidade de uma partícula  $j$

## Siglas

Al-CS – Alumínio – Aço Carbono

Al-SS – Alumínio – Aço Inoxidável

ALE – *Arbitrary Lagrangian-Eulerian*

ANFO – *Ammonium Nitrate Fuel Oil*

DEM – Departamento de Engenharia Mecânica

EOS – *Equation of State* – Equação de estado

FCTUC – Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade de Coimbra

IMP – *Impedance Mismatch Parameter*

JC – Johnson-Cook

MD – *Molecular Dynamics*

SGCL – Steinberg-Guinan

SPH – *Smoothed Particles Hydrodynamics*

STD – *Stand-off Distance* (Distância entre placas)

WIF – *Wave Interface Factor*



## 1. INTRODUÇÃO

A soldadura por impacto é um conjunto de processos de soldadura no estado sólido que permite a ligação de materiais dissimilares, o que seria bastante difícil através dos métodos de soldadura tradicionais. A soldadura por impacto, ocorre num curto espaço de tempo, minimizando a interação de materiais a alta temperatura, pelo que, a zona afetada pelo processo é muito pequena, praticamente não existindo perda de propriedades nos materiais, na zona afetada pelo calor. A soldadura de metais diferentes tem sido muito pretendida pela indústria devido à combinação de propriedades que a conjugação de vários metais pode oferecer. A soldadura por impacto abrange diferentes tecnologias, como a soldadura por explosão, a soldadura por pulso magnético, a soldadura de atuador de folha de vaporização, entre outras, sendo o foco deste trabalho a soldadura por explosão.

Uma das grandes dificuldades em descrever fenómenos associados à soldadura por explosão é o curto espaço de tempo em que se processa. Devido a essa razão, uma observação direta da ligação dos metais formada durante a soldadura por explosão é uma tarefa bastante difícil senão mesmo impossível. Para este fim, aproximações numéricas são bastante úteis especialmente para prever a morfologia e distribuição da temperatura na interface e perceber o processo de deformação dos materiais em colisões a alta velocidade. Outro dos comportamentos que ocorrem no decurso da colisão entre as placas e que o *software* de simulação numérica auxilia a sua visualização é a emissão de um jato de partículas à frente do ponto de colisão.

O presente trabalho tem como objetivo estudar, por simulação numérica, com recurso ao programa comercial hidrodinâmico Ansys Autodyn, a morfologia e os fenómenos interfaciais em soldadura de chapas de alumínio a aço por impacto. O potencial que este estudo oferece é a preparação muito mais eficaz de ensaios experimentais e um entendimento muito maior do conceito da janela de soldabilidade uma vez que através dos métodos numéricos é possível prever as variáveis iniciais dos ensaios experimentais que devem ser realizados e desta forma obter melhores ligações metálicas.

Neste documento, uma vez apresentado o estado de arte, onde se dá uma contextualização do trabalho que foi estudado até ao momento, ao nível de fenómenos da

interface, da soldadura por explosão do alumínio ao aço, e de trabalhos desenvolvidos no processo de simulação numérica, passa-se ao estudo mais aprofundado da modelação numérica, onde são debatidos os modelos e os parâmetros usados para os materiais, bem como, a medição de certos aspetos que ocorrem na interface. Depois, são apresentados e discutidos os resultados obtidos nas simulações numéricas, como os fenómenos que ocorreram na interface. São analisadas as janelas de soldabilidade obtidas e exercidas comparações entre elas. Após isto, são comparados resultados experimentais e numéricos obtidos em trabalhos anteriores, onde são também revistos dois parâmetros calculados nesses mesmos trabalhos. Posteriormente, são expostas as conclusões desta dissertação, onde são também apresentadas algumas limitações e propostas para trabalho futuro.

## **2. CARACTERIZAÇÃO DO ESTADO DE ARTE**

### **2.1. Contextualização Histórica**

A pesquisa e desenvolvimento da soldadura por explosão inicia-se a partir da Primeira Guerra Mundial quando vários soldados observaram empiricamente que os fragmentos que eram expelidos após a explosão de bombas ficavam ligados a outras superfícies metálicas. No entanto foi apenas nos anos 40 que os primeiros experimentos foram conduzidos por Leroy Carl [1].

No início dos anos 50 várias empresas e instituições de pesquisa consideraram os explosivos como uma forma de energia para a ligação de metais, e uma alternativa às soluções existentes. Desde essa altura têm sido feitas várias experiências e cálculos experimentais de forma a conseguir obter uma boa ligação dos materiais a soldar. Nomes como Holtzman e Ruderhausen, Deribas *et al.*, ou Zernov *et al.* são alguns dos que obtiveram resultados promissores nas suas pesquisas.[2][3]

A soldadura por explosão foi desenvolvida pela DuPont Chemical Company como um meio de crescimento da empresa, que era na sua essência uma empresa de desenvolvimento de explosivos. O desenvolvimento e os resultados obtidos por parte da DuPont Chemical Company garantiram-lhe em 1964 a patente para a soldadura por explosão nos Estados Unidos [4]. O uso crescente de ligas e metais mais complexos, como por exemplo o titânio, que é um dos materiais mais difíceis de soldar, assegura uma boa aposta na pesquisa e desenvolvimento deste tipo de soldadura, como Blazynsky [3] refere na sua publicação.

### **2.2. Vantagens e Limitações**

A soldadura por explosão não é uma forma de soldadura convencional, pelo que tal como todas as outras formas de soldadura apresenta as suas vantagens e limitações para diferentes aplicações[3][4][5]. As principais vantagens da soldadura por explosão, são a possibilidade de soldar qualquer material que aguente com o impacto da explosão, permite a soldadura de grandes áreas num curto espaço de tempo, o que a torna num processo de

soldadura *low-cost*, permite a ligação de materiais com propriedades físicas e químicas distintas, conjugando os pontos fortes de cada material num só, e também possui como vantagem a microestrutura, e as propriedades físicas e químicas serem mantidas após a soldadura. As principais limitações deste processo de soldadura, assentam no facto de necessitar de um ambiente próprio e seguro para quando ocorre a explosão, e como tal, necessita de pessoal especializado para lidar com os explosivos, os materiais, terão de ter uma geometria simples, e necessitam de possuir uma certa ductilidade, para que após a explosão ocorra deformação, principalmente da placa voadora.

### **2.3. Aplicações**

A escolha do melhor material para um componente de engenharia é um processo muito complexo. Deste modo, com o processo de soldadura por explosão existem inúmeras aplicações para um componente, uma vez que conseguimos que um componente possa ter diferentes materiais, cada um com os seus benefícios e propriedades para a aplicação em causa [4].

A ligação de placas planas constitui a maior parte das aplicações comerciais nos componentes soldados por soldadura por explosão. Aplicações como depósitos de pressão, permutadores de calor ou tubos com elevada resistência à corrosão são regularmente concebidas com recurso a este tipo de soldadura [1]. Como por exemplo numa aplicação de um tubo de trituração de uma fábrica de celulose em que necessitamos de uma boa resistência à corrosão e de uma boa resistência, ductilidade e baixo peso, é usada uma ligação entre aço inox ao aço carbono. Dois outros exemplos, são uma placa de um permutador em aço ligada a titânio, e um depósito de pressão usado para uma refinaria de petróleo fabricadas por soldadura explosão.

Para que muitas peças e componentes bimetálicos possam ser fabricados, é necessário que existam elementos transitórios de ligação, as suas aplicações mais comuns são de áreas como a elétrica ou marítima e podem ser em placas, tubulares, etc. Metais como o alumínio, cobre e aço são os mais presentes nos sistemas elétricos. Assim, para que não ocorra perda de condutividade elétrica entre estes metais dissimilares é necessário que hajam boas ligações de transição entre os metais. A soldadura por explosão produz ligações de transições bimetálicas com elevada resistência ao calor capazes de conduzir eletricidade

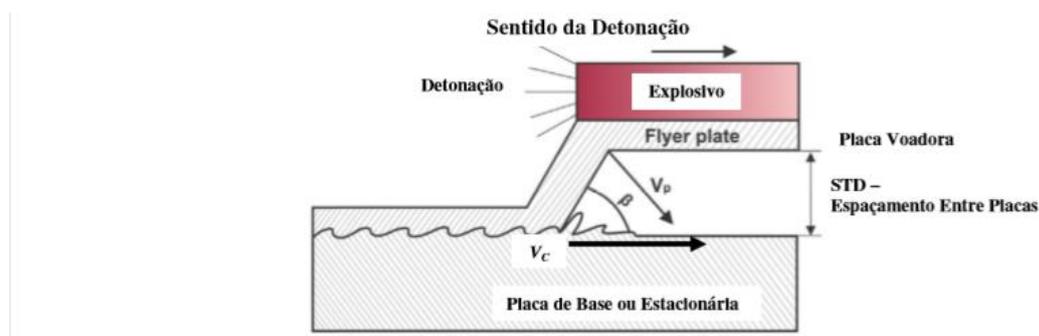
eficientemente. As ligações são cortadas a partir de placas obtidas por soldadura por explosão de alumínio-cobre ou alumínio-aço. Estas ligações são muito usadas em fábricas de fundição de alumínio. Outra das aplicações para as transições de ligações bimetálicas é a indústria marítima com principal foco nas ligações alumínio-aço. Um desses exemplos é a lancha de alta velocidade fabricada com dois metais com características distintas como é o alumínio e o aço, conferindo uma boa resistência e baixo peso, conforme mostrado na Figura 2.1 .



**Figura 2.1.** Ligação bimetálica usada em fábrica de fundição de alumínio, e lancha de alta velocidade construída a partir de ligação de metais dissimilares, (adaptado de [4]).

## 2.4. Introdução à Soldadura por Explosão

A soldadura por explosão é um processo de soldadura no estado sólido caracterizado pela união de dois ou mais materiais através de um impacto a alta velocidade causado pela detonação controlada de um explosivo [4][6]. Da explosão resulta uma projeção de uma superfície, chamada placa voadora ou *flyer*, contra outra, designada como placa de base ou estacionária, a velocidades extremamente elevadas.



**Figura 2.2.** Representação da soldadura por explosão entre duas placas metálicas, (adaptado de [7]).

A detonação do explosivo sobreposto à placa voadora, ocorre com a velocidade de detonação ( $V_d$ ). A expansão dos produtos da detonação vai deformar a placa voadora com um ângulo de colisão ( $\beta$ ) e acelerar a placa voadora com a velocidade de impacto ( $V_p$ ). Numa configuração paralela entre as placas (voadora e base), a velocidade no ponto de colisão ( $V_c$ ) é igual à velocidade de detonação ( $V_d$ ). Estes parâmetros são função da espessura e tipo do explosivo, da espessura e tipo de materiais utilizados e da distância inicial entre as placas. A equação (2.1) mostra a relação entre as velocidades no ponto de colisão e impacto ( $V_c$  e  $V_p$ ) e o ângulo de colisão ( $\beta$ ). [3]

$$V_c = \frac{V_p}{2 \sin\left(\frac{\beta}{2}\right)} \quad (2.1)$$

Quando ocorre a explosão, a energia gerada faz com que haja a deformação da placa voadora que se desloca a alta velocidade segundo um ângulo  $\beta$ . A placa voadora que foi acelerada acaba por colidir com a placa base e caso o ângulo  $\beta$  e a velocidade de colisão estejam na gama de valores necessários para que ocorra a ligação dos metais, é formada uma interface ondulada e é gerado um jato que é projetado no sentido da explosão que remove os óxidos e impurezas da superfície de ambos os metais [1][3]. Assim, com a superfície das placas já limpa de quaisquer impurezas, e se existir uma velocidade de impacto mínima que seja excedida para que ocorra deformação na interface, ocorre a união das duas placas devido à enorme pressão gerada sobre os dois metais (geralmente dez vezes superior à tensão do material mais resistente) nas zonas onde ocorre a colisão que gera uma deformação nas placas, e ao surgimento de ligações químicas entre os dois metais. A resistência da união das duas placas soldadas normalmente é maior que o menos resistente metal da placa voadora e da placa de base [8].

Os parâmetros iniciais a ter em conta na soldadura por explosão são o tipo de explosivo escolhido, (por exemplo ANFO), o rácio do explosivo (que corresponde à razão entre a massa de explosivo e a massa da placa voadora), numa investigação por parte de Gulenc[9] este chegou à conclusão que conforme se aumentava a relação do rácio do explosivo, a velocidade de impacto e a pressão sobre a interface também iriam ser mais elevadas, e a distância ou espaçamento entre placas (STD – *Stand-Off Distance*), que é

essencial para que a soldadura ocorra uma vez que fornece o espaço necessário para que haja a formação de jato[1].

Segundo a publicação de Carvalho *et al.*[10], o valor de  $V_p$  pode ser calculado analiticamente a partir da equação de Kennedy [11][3], que relaciona a velocidade de impacto, o rácio do explosivo e o coeficiente da velocidade de Gurney para o explosivo escolhido, e encontra-se esquematizada na equação (2.2).

$$\frac{V_p}{\sqrt{2E}} = \left( \frac{3 \times R^2}{R^2 + 5 \times R + 4} \right)^{1/2} \quad (2.2)$$

Onde  $\sqrt{2E}$  corresponde à velocidade de Gurney para um explosivo característico ( $\text{m.s}^{-1}$ ), (este parâmetro é obtido através de uma correlação empírica por Cooper, para explosivos ideais,  $\sqrt{2E} = V_d/2,97$ ), e  $R$  corresponde ao rácio do explosivo escolhido que é um valor adimensional.

### 2.4.1. Mecanismos de ligação

Para que exista sucesso na soldadura, há dois fenómenos que normalmente ocorrem no processo de ligação, a formação de um jato que “limpa” a superfície de óxidos e outros tipos de impurezas e a formação de uma interface ondulada que pode assumir várias formas.

#### 2.4.1.1. Formação do Jato

Como já foi referido anteriormente, sabe-se que existe a formação de um jato quando ocorre um impacto oblíquo a alta velocidade entre duas placas de metal, e que é uma condição necessária para que exista uma soldadura eficaz. Na descrição deste fenómeno, Kiselev [12] refere na teoria desenvolvida por Lavrent’ev e Birkhoff que o jato se comporta como um fluido ideal e prevê ainda que para ângulos de colisão relativamente baixos, a velocidade do jato que é gerado é o dobro da velocidade de colisão das placas metálicas, pelo que pode atingir milhares de metros por segundo. Segundo Deribas, como referido por Bataev *et al.*[13] trata-se de um fenómeno de autolimpeza.

Porém, ainda na mesma publicação de Kiselev, é referido que a teoria de Lavrent’ev e Birkhoff nem sempre ocorre. Segundo outros estudos, é observável que existem

certos regimes de impacto onde a velocidade do jato gerado é menor do que o valor formulado na teoria hidrodinâmica anterior, e que a formação do jato é afetada por fatores como a compressibilidade, viscosidade e as propriedades de resistência dos metais. Os pontos onde ocorre o impacto entre placas são sujeitos a altas temperaturas e tensões, além de taxas de deformação na ordem de  $10^{-7} \text{ s}^{-1}$ . Assim, as propriedades físicas e químicas dos metais vão-se alterando à medida que vão sofrendo as suas deformações, pelo que podem ocorrer erros nos modelos das teorias referidas anteriormente.

Kiselev [12] propõe o uso de um método MD (*Molecular Dynamics*), um modelo que estuda o impacto entre as placas, que é livre das limitações referidas anteriormente. Este método apenas permite ser utilizado a uma escala nanométrica, longe da escala macroscópica utilizada em situações reais, devido em grande parte às limitações da capacidade computacional que não consegue dar resposta ao elevado número de cálculos necessários. Assim foram efetuados ensaios experimentais para comparar com o método MD e a partir destes obter algumas conclusões.

A partir dos resultados obtidos através dos métodos numéricos e experimentais, para velocidades de colisão que estão numa gama de subsónico até supersónico, Kiselev [12] chegou às seguintes conclusões:

- Quando a velocidade de impacto é baixa, ou seja, em situações de velocidades subsónicas, os metais exibem propriedades elásticas sem existirem deformações plásticas residuais e formação de jato. É ainda confirmado que, quer analítica, quer experimentalmente existe um número de Reynolds crítico ( $Re \approx 2$ ) para o qual se começa a formar jato.
- Para valores de Reynolds elevados, o valor da velocidade do jato calculada é muito próximo do valor da velocidade no ponto de colisão proposta pelo modelo do fluido ideal mencionada inicialmente.
- A velocidades de impacto supersónicas ocorre a formação de ondas de choque, que para ângulos de impacto relativamente baixos, não se observa a formação de um jato, mas o mesmo não acontece para o caso de o ângulo de impacto ser mais elevado.

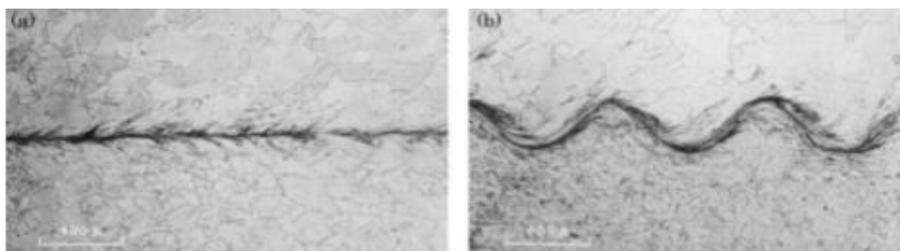
Mousavi e Al-Hassani [14] referem que para velocidades de impacto subsónicas, é sempre possível a formação de um jato, mesmo para diferentes ângulos de colisão entre

placas. Como será mais pormenorizado mais à frente, numa análise analítica de condições e limites de soldabilidade, a limitação para a formação de jato assenta principalmente na velocidade de impacto não ultrapassar a velocidade do som no material.

#### 2.4.1.2. Formação de Ondas

Como já foi introduzido em cima, desde que uma interface ondulada foi detetada por Leroy Carl, essa morfologia ondulada tem suscitado a curiosidade e tem sido estudada ao longo dos anos por inúmeros investigadores devido às particularidades deste fenómeno. A formação de uma interface ondulada pode ocorrer após o impacto provocado pela projeção a alta velocidade de uma placa voadora sobre uma placa estacionária, que após a formação de um jato, gera uma deformação na interface entre os materiais, responsável pela morfologia ondulada.

A morfologia da interface depende dos materiais e dos parâmetros de soldadura [2]. Normalmente existem duas morfologias mais associadas a uma interface por soldadura por explosão, que correspondem a uma morfologia plana ou laminar, ou a uma morfologia ondulada, conforme mostrado na Figura 2.3. Existem também outros tipos de morfologias que correspondem a variações dos dois tipos mencionados acima, como uma camada fundida na interface soldada ou diferentes tipos de formas de interfaces onduladas.



**Figura 2.3.** Morfologias típicas da interface, plana(a) e ondulada(b),(adaptado de [2]).

Apesar das inúmeras pesquisas efetuadas por vários investigadores ao longo dos anos [3][10][16], ainda não foi formulada uma teoria capaz de ser aceite em toda a comunidade científica na previsão de uma morfologia ondulada devido aos vários fatores a ter em conta no comportamento ao nível da microestrutura na interface soldada.

Numa publicação escrita por Mousavi e Al-Hassani [15], alguns investigadores consideram que o processo de soldadura por explosão é essencialmente um processo de fusão, que depende da dissipação da energia cinética que causa um aumento da temperatura e que tem como resultado a fusão dos materiais que sofreram a colisão. Outros investigadores

consideraram como um processo a partir da enorme pressão gerada nas superfícies a unir, devido à elevada deformação plástica que ocorre na interface soldada. Mas as interfaces onduladas, os vórtices e as bolsas fundidas muitas vezes observadas não podem ser apenas causadas por processos de soldadura por fusão ou pressão. A deformação do grão na interface e a formação de ondas sugerem que o mecanismo de soldadura deve estar associado a um fluxo de um fluido.

Embora não exista nenhuma teoria totalmente aceite, existem algumas teorias que geram mais consenso do que outras. As formulações mais aceites encontram-se classificadas em quatro grupos:[3][15]

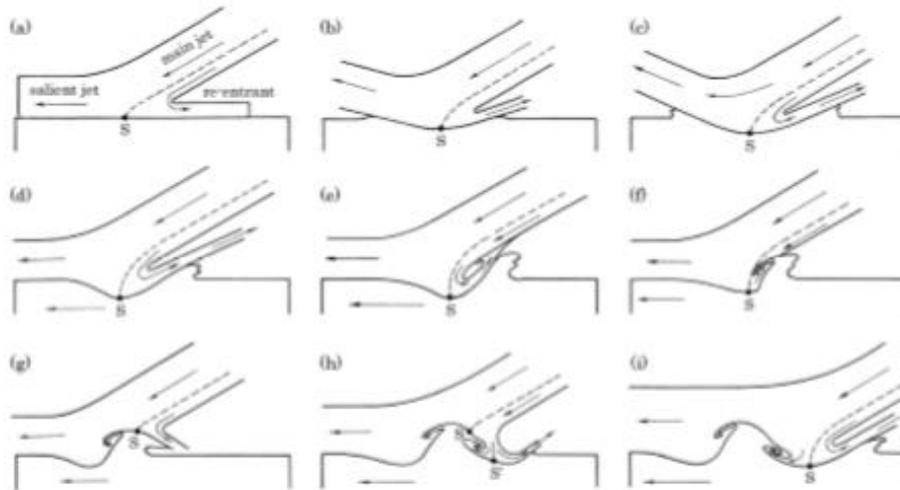
- Mecanismo de indentação (ou recuo);
- Mecanismo de instabilidade do fluxo;
- Mecanismo de formação de vórtices;
- Mecanismo de ondas de tensão.

#### **2.4.1.2.1. Mecanismo de indentação (ou recuo)**

Este mecanismo foi primeiro proposto por Abrahamson [17], e mais tarde desenvolvido por Bahrani, Black e Crossland [16] e é um dos mecanismos mais debatidos e aceites para explicar o comportamento da formação de ondas. A Figura 2.4 representa o processo passo a passo da formação de ondas deste mecanismo em concreto, começando em (a) e terminando em (i). Este processo segundo a publicação de Bahrani *et al.* [16] pode ser esquematizado da seguinte forma:

- (a) – Ocorre a divisão do jato formado entre um jato saliente e um jato reentrante, viajando paralelamente sobre a superfície da placa base;
- (b) – A placa base começa a deformar, originando uma concavidade;
- (c) – Devido à pressão e velocidade do jato que é pressionado contra a concavidade, é formada uma protuberância em frente ao ponto de colisão;
- (d) – Essa protuberância formada à frente do ponto de colisão vai aumentando, formando uma espécie de uma bossa;
- (e) – À medida que a bossa aumenta de tamanho, esta acaba por se intercalar com o jato reentrante, acabando por o bloquear completamente;
- (f) – Quando o jato principal embate na crista da bossa, ocorre a formação de uma cauda na bossa, originando um vórtice na parte de trás da bossa;

- (g) – Como o jato está bloqueado na bossa, a velocidade no ponto de colisão produz um alongamento e um jato mais turbulento para a frente da bossa;
- (h) - Esse jato reentrante vai ganhar mais força e irá originar uma nova deformação e conseqüentemente um novo vórtice à frente da bossa;
- (i) – O processo é completado e começa-se a notar a formação de uma nova bossa numa zona mais adiantada;



**Figura 2.4.** Representação esquemática de formação de onda, dos passos (a) a (i), (adaptado de [16]).

Este mecanismo de formação de ondas é então uma sucessiva repetição dos passos (a) ao (i), que segundo Bataev *et al.* [13] este processo é o resultado da formação de protuberâncias sucessivas e adjacentes entre placas opostas.

#### **2.4.1.2.2. Mecanismo de instabilidade do fluxo**

Como referido na publicação de Mousavi e Al-Hassani [15], esta teoria foi proposta por Hunt [18] e Robinson [19]. Eles sugeriram que as ondas formadas durante a soldadura eram um exemplo da instabilidade de Helmholtz, que se deve à diferença de velocidade entre os fluxos que estão adjacentes, nomeadamente o jato saliente e o jato reentrante.

Enquanto que o mecanismo de indentação indica que as ondas são formadas essencialmente no ponto de colisão [3], o mecanismo de instabilidade proposto por Robinson refere que as ondas são formadas atrás do ponto de colisão devido à diferença de velocidade que ocorre na interface em resultado da presença do jato saliente. Numa abordagem contrária, Hunt propõe que as ondas são geradas à frente do ponto de colisão devido à diferença de velocidade que ocorre na interface por virtude do jato reentrante.

Bataev *et al.*[13], na sua publicação descrevem que a abordagem hidrodinâmica para descrever o comportamento de um material em condições de colisão oblíqua a alta velocidade é muitas vezes usada para construir uma teoria de formação de ondas. No entanto, Hay [20] reparou que uma descrição completa de formação de ondas usando apenas métodos hidrodinâmicos clássicos é difícil de obter devido à falta de modelos de formação de ondas para todos os números de Reynolds. Ainda na mesma publicação de Bataev *et al.*[13], escrevem que no trabalho de Nassiri *et al.* [21] foram usados os resultados de uma simulação numérica para provar que a formação de ondas numa *interlayer* acontece devido à instabilidade de Helmholtz, para uma instabilidade de tensão ao corte a ocorrer atrás do ponto de colisão.

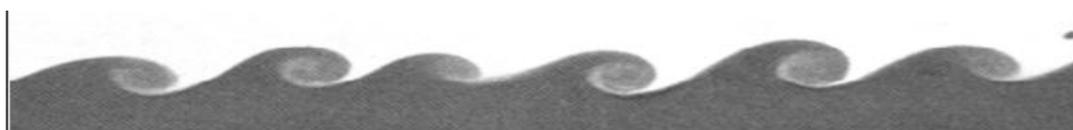


Figura 2.5. Representação de instabilidade de Helmholtz,(adaptado de [22]).

#### 2.4.1.2.3. Mecanismo de formação de vórtices

Investigadores como Cowan, e Kowalick e Hay foram provavelmente os primeiros a reparar na semelhança entre as ondas formadas durante a soldadura por explosão e as vias dos vórtices de von Kármán, como referido por Mousavi e Al-Hassani [15]. Estes investigadores sugeriram que em certas condições o ponto de estagnação se comportava como um obstáculo sólido, e que os vórtices se iniciavam no ponto de estagnação e que iriam continuar a crescer atrás do ponto de colisão [3]. Cowan e Holtzman [2] referem que à medida que a velocidade de colisão aumenta, para valores de Reynolds próximos dos 50, começa-se a notar a formação de vórtices ao longo de todo o escoamento (Figura 2.6).

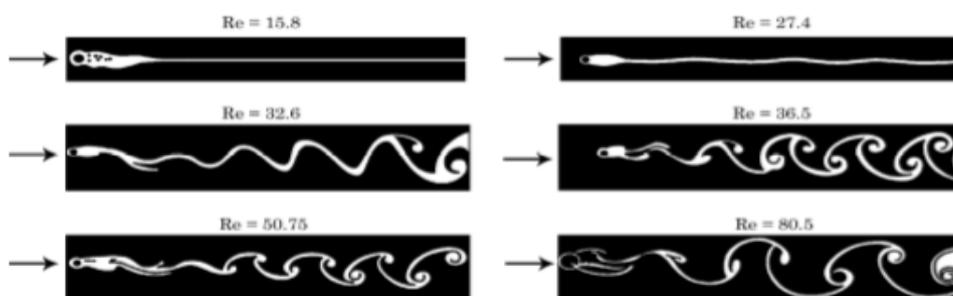
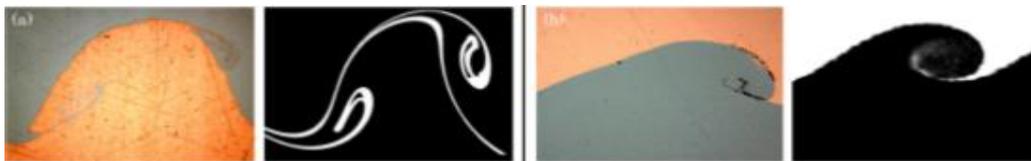


Figura 2.6. Efeito de vários números de Reynolds nas vias dos vórtices de von Kármán, (retirado de [23]).

Outros investigadores como Carton [22], referem nas suas publicações que o ângulo de colisão possui um fator determinante no mecanismo de formação de ondas que irá resultar. Carton conclui que para ângulos menores do que aproximadamente  $20^\circ$ , as ondas formadas iriam ser análogas a um vórtice de von Kármán com o mecanismo de indentação do jato para a maior parte das configurações de materiais na soldadura por explosão, enquanto que em certas ligas metálicas quando colidem com ângulos um pouco maiores que  $30^\circ$ , a interface na soldadura é semelhante a uma instabilidade de Helmholtz, como pode ser observado na Figura 2.7.



**Figura 2.7.** Semelhança entre ondas obtidas experimentalmente e os vórtices de von Kármán e a instabilidade de Helmholtz,(adaptado de [22]).

#### **2.4.1.2.4. Mecanismo de Ondas de Tensão**

Na publicação de Mousavi e Al-Hassani [15], o mecanismo de ondas de tensão foi introduzido por El-Sobky e Blazynski. Estes investigadores aperceberam-se que tinha ocorrido a formação de ondas na interface dos metais que tinham sido submetidos a uma colisão oblíqua, mas em que não tinha ocorrido nem soldadura, nem formação do jato. Eles consideram que as irregularidades tanto à frente como atrás do ponto de colisão eram causados por sucessivos distúrbios a partir de ondas rarefeitas entre as placas. Neste mecanismo as ondas são formadas à frente do ponto de colisão, enquanto os vórtices seriam criados atrás. Plaskin *et al.* [24] refere que o mecanismo de formação de ondas é potenciado pelo tipo de explosivo utilizado, no qual as existências de instabilidades dos processos de conversão de energia geradas na onda de detonação são transmitidas através da interface dos materiais que sofreram o impacto.

## **2.5. Possíveis Geometrias de Soldadura por Explosão**

Com o intuito de desenvolver novos formatos na ligação de materiais dissimilares, foram desenvolvidas várias geometrias de soldadura com vista a alargar as suas configurações a ser fabricadas e também a sua variedade de aplicações [3][6].

### 2.5.1. Geometria Paralela

É o tipo de geometria mais recorrente na soldadura por explosão, em que a distância entre placas é constante, está ilustrado na Figura 2.2. É mais utilizado em aplicações de placas com maiores áreas e espessuras.

### 2.5.2. Geometria Oblíqua

Neste tipo de geometria, a distância entre placas aumenta ao longo do comprimento das placas, este tipo de geometria permite maiores velocidades de detonação e é mais adequada quando há o uso de uma ou mais placas intermédias (*interlayer*). É mais comum em aplicações de áreas mais pequenas. Ver Figura 2.8.

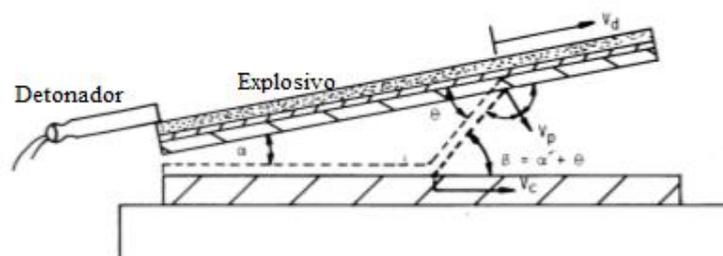


Figura 2.8. Representação esquemática de uma geometria oblíqua,(adaptado de [3]).

### 2.5.3. Geometria Cilíndrica

Neste tipo de geometria o local onde os explosivos são colocados pode ocorrer de duas formas: dentro do cilindro de menor diâmetro que irá expandir contra o cilindro de maior diâmetro e formar a ligação soldada, ou em redor da superfície exterior do cilindro de maior diâmetro que irá comprimir, ocorrendo deste modo a colisão com o cilindro de menor diâmetro, como efetuado num procedimento experimental por parte de Mendes *et al.*[25] e que se encontra exposto na Figura 2.9. As aplicações mais comuns são a união de tubos ou o revestimento de estruturas tubulares.

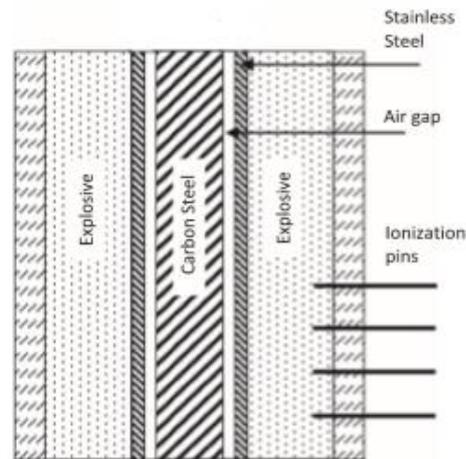


Figura 2.9. Representação esquemática de uma geometria cilíndrica,(retirado de [25]).

## 2.6. Janela de soldabilidade

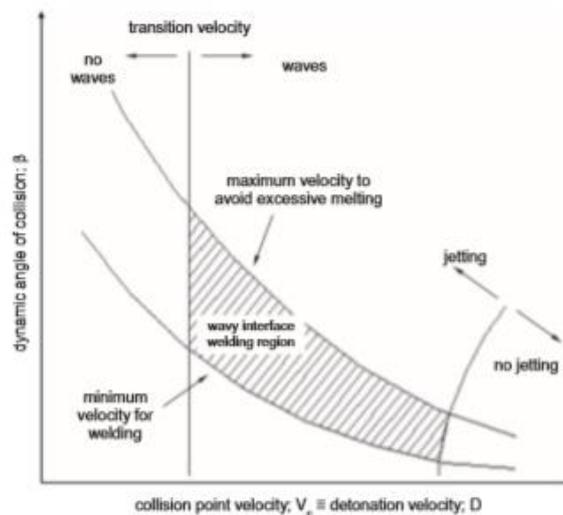


Figura 2.10. Representação genérica de uma janela de soldabilidade, (retirado de [25]).

A janela de soldabilidade ou critério de soldabilidade tem como objetivo oferecer condições de forma a obter boas soldaduras por explosão. Hoje em dia os critérios mais usados e conhecidos pelos diferentes autores são os baseados na velocidade no ponto de colisão ( $V_c$ ) e o ângulo de colisão ( $\beta$ ), conforme descrito por Ribeiro *et al.* [26] e demonstrado na Figura 2.10. Ainda na mesma publicação de Ribeiro *et al.*[26], este refere que o critério de soldabilidade baseado na velocidade de colisão e propriedades mecânicas da placa voadora desenvolvida por Cowan *et al.* [2], não obteve bons resultados. A janela de soldabilidade é restringida por quatro linhas ou limites, que delimitam os valores da velocidade no ponto de colisão e do ângulo de colisão, sendo que teoricamente se os

resultados obtidos na soldadura estiverem dentro dos parâmetros definidos, obtém-se sucesso na soldadura. Deste modo, a janela de soldabilidade produz apenas uma perspectiva relativamente boa de eficácia na soldadura e não uma grande precisão em relação aos dados obtidos.

Os fenómenos que relacionam os quatro limites são a formação do jato, a formação de ondas, a cedência do material no impacto sobre pressão e a fusão do material. A maior parte das equações desenvolvidas nos limites da janela não dependem umas das outras, sendo que até foram desenvolvidas por autores diferentes, mas todas as equações são calculadas em função de  $V_c$  e  $\beta$ . Para cada limite foram várias as abordagens desenvolvidas por vários cientistas, mas apenas as mais usadas e aceites experimentalmente irão ser discutidas mais adiante [26].

### 2.6.1. Limite Esquerdo (da Formação de Ondas)

O limite esquerdo está relacionado com a formação de uma configuração ondulada na soldadura. Este limite corresponde a uma linha vertical na janela de soldabilidade uma vez que a equação que caracteriza este limite depende apenas da velocidade no ponto de colisão  $V_{c,tr}$  (expressa em [km/s]) e não do ângulo de colisão  $\beta$ , como referem a maioria dos autores, Cowan *et al.*[2] propôs a equação (2.3) que expressa esse limite vertical. Apesar de autores como Lysak e Kuzmin, como citado em [27], que referem que devido à velocidade no ponto de colisão de transição  $V_{c,tr}$  na qual se acaba por ter uma superfície ondulada, o limite também depende do ângulo de colisão  $\beta$ , e, portanto, a linha do limite não seria vertical, conforme mencionado por Ribeiro *et al.*[26].

$$V_{c,tr} = \left[ \frac{2Re_{cr}(H_{flyer} + H_{base})}{\rho_{flyer} + \rho_{base}} \right]^{1/2} \quad (2.3)$$

Onde  $Re_{cr}$  é o número de Reynolds, que toma um valor entre 8.0 e 13.0 para uma configuração de soldadura por explosão e para o qual foi assumido o valor médio de 10,6,  $\rho_{flyer}$  é a densidade da placa voadora [kg/m<sup>3</sup>],  $\rho_{base}$  a densidade da placa base [kg/m<sup>3</sup>], e  $H$  a dureza [MPa] das placas voadora e base.

### 2.6.2. Limite Inferior (da Cedência do Material)

O limite inferior está relacionado com a velocidade de impacto  $V_p$ , que é o principal fator para que a pressão de impacto no ponto de colisão consiga exceder a tensão de cedência dos materiais [26]. Deribas e Zakharenko [28] propuseram a equação (2.4) para este limite:

$$\beta = k \sqrt{\frac{H_H}{\rho V_{C,min}^2}} \quad (2.4)$$

Onde  $k$  é uma constante relacionada com rugosidade da superfície do material (0.6 para uma superfície limpa e 1.2 para uma superfície com maior rugosidade)[8],  $H_H$  à dureza do material mais duro [MPa],  $\rho$  corresponde à densidade média dos materiais a soldar [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ] e  $V_{C,min}$  à velocidade mínima de colisão [ $\text{km}/\text{s}$ ].

### 2.6.3. Limite Superior (da Fusão do Material)

O limite superior está relacionado com a velocidade de impacto  $V_p$ , que não deve ultrapassar um certo valor para que a dissipação da energia cinética não produza uma camada fundida nos materiais a soldar [26]. A equação (2.5) desenvolvida por Wittman [1] relaciona a máxima velocidade de impacto que se pode obter para que não ocorra a formação de uma camada de fusão na soldadura dos materiais:

$$V_P = \frac{1}{N} \frac{(T_m C_b)^{\frac{1}{2}} (K C C_B)^{\frac{1}{4}}}{V_C (\rho t)^{\frac{1}{4}}} \quad (2.5)$$

Onde  $N$  é uma constante,  $T_m$  é a temperatura de fusão [K],  $C_b$  é a velocidade de propagação do som no material [m/s],  $K$  a condutividade térmica [W/m.K],  $C$  é o calor específico [J/kg.K],  $\rho$  é a densidade [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ] e  $t$  é a espessura [m], sendo todos os parâmetros relativos à placa voadora. A constante  $N$  é referida por de Rosset [29], como tendo um valor de 0.11 para vários metais, no entanto segundo a investigação de Ribeiro *et al.* [26] este considera que deveria tomar um valor ligeiramente diferente,  $N = 0.062$ , que posteriormente também será o valor usado neste trabalho.

#### 2.6.4. Limite Direito (da Formação do Jato)

Seguindo ainda a publicação de Ribeiro *et al.*[26], o limite direito está relacionado à formação de um jato no ponto de colisão. Autores como Walsh *et al.*[30] referem que a velocidade no ponto de colisão máxima do material nunca é maior que a velocidade de propagação do som no material (equação (2.6)), enquanto que Wiley *et al.* afirmam que a velocidade no ponto de colisão não deva ultrapassar 1,25 vezes a velocidade de propagação do som no material. Ultrapassando esse valor já não teremos a formação de jato.

$$V_c < C_b \quad (2.6)$$

Outros autores como Abrahamson [17], propuseram uma abordagem diferente, que pode se ver na equação (2.7), afirmam que este limite corresponde a uma função fraca entre a velocidade no ponto de colisão e o ângulo de colisão ( $V_c$  e  $\beta$  respetivamente).

$$V_c = \frac{\beta}{10} + 5.5 \quad (2.7)$$

Em que  $C_b$  é a velocidade de propagação do som no material [m/s], e  $\beta$  é o ângulo de colisão em [rad]. Normalmente este limite corresponde a uma linha curvada, como por exemplo a proposta por Abrahamson, mas a maior parte dos autores como Walsh e Wiley consideram que corresponde a uma linha reta [26].

### 2.7. Soldadura por Explosão Alumínio – Aço

O principal desafio da soldadura de ligas de alumínio a aços reside nas suas enormes diferenças em termos de propriedades físicas e químicas, pelo que através da soldadura convencional por fusão ainda não é possível soldar estes dois metais. A formação de compostos intermetálicos também prejudica a qualidade da ligação. Uma revisão bibliográfica irá ser debatida nestes subcapítulos seguintes relativamente à soldadura destas ligas metálicas.

### 2.7.1. Soldadura Alumínio – Aço Carbono

A investigação acerca da soldadura por explosão de alumínio – aço tem vindo a ser cada vez mais reforçada ao longo dos anos devido à sua importância em termos industriais e à variedade de propriedades mecânicas que as combinações dos metais oferecem.

A investigação a partir da ligação bimetálica alumínio-aço carbono já começou à algumas décadas, com uma das primeiras experiências a ser publicadas por parte de Szecket *et al.* [31] em 1985 que comparou uma morfologia ondulada a uma morfologia plana na interface de ligação e concluiu a partir de testes à fratura que a interface que apresentava uma morfologia plana era a que tinha um melhor comportamento mecânico.

Leszczynski [32] (1992), realizou uma soldadura entre os dois metais e analisou a microestrutura e propriedades dos metais através de tratamentos térmicos. E concluiu que a camada de compostos intermetálicos aumenta com o aumento da temperatura, e que a temperatura crítica na qual os dois metais podem ser reaquecidos não deve exceder os 300-315°C.

Li *et al.* [33] em 2000, realizou uma análise intensiva da microestrutura da ligação Al-CS. Estes observaram uma boa ligação com a formação de ondas em forma de caracol formada pelo aço, e com a presença de fases bimetálicas.

Acarer e Demir [34] em 2008 soldaram diretamente alumínio a aço, e obtiveram uma interface com uma aparência lisa. E a partir de testes à tensão e deformação os materiais apresentavam uma ligação razoavelmente forte, apesar da discussão acerca da microestrutura não ter sido muito aprofundada.

Em 2009 Tricarico *et al.*[35], examinaram o efeito dos tratamentos térmicos em ligações Al-CS realizadas por soldadura por explosão. Estes obtiveram uma morfologia ondulada em forma de caracol e concluíram que a camada de compostos intermetálicos aumentava com o aumento da temperatura, e que o tempo de tratamento térmico também tinha influência na espessura da camada intermetálica. No mesmo ano, Tricarico e Spina [36] analisaram o efeito dos tratamentos térmicos nas propriedades mecânicas da mesma ligação alumínio-aço. Com os resultados obtidos constataram que para valores de temperatura superior a 300°C, as propriedades mecânicas dos compostos intermetálicos decresciam. Também constataram que aqui o tempo teria pouca importância nos tratamentos térmicos, principalmente para valores até 300°C.

Li *et al.* [37] em 2015, inspecionou a soldadura por explosão direta de alumínio – aço, mas com uma pequena diferença, a placa estacionária de aço continha pequenos socalcos na sua superfície. Isto permite que o *flyer* de alumínio se aloque na placa de aço mais facilmente e assim fortalecer a ligação entre os metais. Com esta forma de soldadura, os investigadores relataram boa qualidade na soldadura, e ainda indicaram a presença de compostos intermetálicos  $FeAl_2$  e  $Al_5Fe_2$  nas camadas intermédias da interface.

Em 2016, Constanza *et al.* [38] estudaram a soldadura Al-CS com uma *interlayer* de alumínio. Estes reportaram uma soldadura consistente, com a formação de ondas na interface Al-Al e uma morfologia plana na interface Al-CS, e ainda que a interface Al-CS era bastante rica em compostos intermetálicos.

Aizawa *et al.* [39], também no mesmo ano, comparou uma análise experimental com uma análise numérica para uma ligação alumínio – aço e estudaram a sua interface. Os resultados mostraram uma morfologia da interface muito semelhante para os casos numérico e experimental. A interface obtida correspondia a uma morfologia ondulada, com o aparecimento de uma camada intermédia do lado da cauda e do lado à frente das ondas. A análise dos resultados mostra uma temperatura acima da temperatura de fusão e a presença de intermetálicos na camada do lado da cauda das ondas, e que o aumento de temperatura era superior comparativamente à camada no lado da frente das ondas.

Em 2018, Corigliano *et al.* [40] analisaram uma ligação Al-CS, com uma *interlayer* de alumínio, para aplicações navais. O objetivo da investigação era analisar o comportamento à fadiga da ligação soldada de forma a obter uma curva de fadiga do tempo de vida da ligação. Os testes à fadiga demonstraram para alguns casos uma fratura que começou no alumínio e se propagou até à interface alumínio – aço, e para outros casos a fratura propagou-se até ao aço. Também no mesmo ano, Kaya [41] examinou a microestrutura, propriedades mecânicas e resistência à corrosão de ligações Al-CS também para aplicações navais. Kaya reportou que para rácios de explosivos mais baixos, a morfologia da interface formada era maioritariamente plana, e à medida que se fosse aumentando o rácio do explosivo, a morfologia da interface iria ficando cada vez mais ondulada. Também com o aumento do rácio do explosivo, a quantidade de intermetálicos seria superior. Quanto à resistência à corrosão, os resultados mostraram que a resistência à corrosão era maior com a chapa bimetálica alumínio-aço do que com a chapa convencional de aço utilizada na indústria naval.

Também em 2018, Carvalho *et al.* [42] investigou a formação de compostos intermetálicos na interface de soldadura por explosão de aço a alumínio e a sua influência na soldabilidade destes dois metais. E concluíram que para velocidades de detonação mais baixas, a ligação formada pela soldadura era mais consistente.

### 2.7.2. Soldadura Alumínio – Aço Inoxidável

Devido à sua boa resistência à corrosão e excelentes propriedades a baixas temperaturas, as ligações compostas por alumínio – aço inoxidável são recorrentemente usadas para aplicações de elevada performance. A principal dificuldade na soldadura entre os dois metais por métodos tradicionais deve-se à diferença das suas propriedades físicas e químicas como a diferença da temperatura de fusão é superior a 850°. [43][44]

Devido à complexidade da sua soldadura, as ligações por impacto alumínio – aço inoxidável têm sido estudadas por vários investigadores ao longo dos anos para diferentes aplicações. Izuma *et al.* (1992) [45] realizou uma tentativa de ligação Al-SS, referindo a sua dificuldade de ligação eficaz, e propôs a inserção de uma *interlayer* de aço inoxidável. Izuma relatou o défice de ligação na interface à presença de compostos intermetálicos, mas que para certas condições de ligação é possível a soldadura por explosão destes materiais.

Hokamoto *et al.* (1993) [46] publicou uma das primeiras referências com êxito em ligações de alumínio – aço inoxidável, os autores tal como na publicação de Izuma *et al.* usaram *interlayers* de aço inox para melhorar a sua soldabilidade, reportando a dificuldade em obter uma ligação eficaz uma soldadura direta entre os metais.

Kakimoto (2000)[47] realizou a ligação alumínio – aço inoxidável para aplicações criogénicas e de juntas de transição, e tal como anteriormente recorreu ao uso de *interlayers* para melhor a qualidade de ligação, alegando que a soldadura direta entre alumínio e aço inoxidável era praticamente impossível.

Segundo Aceves *et al.* (2015) [48], as ligações alumínio – aço inoxidável, devido às propriedades dos dois materiais, são recomendadas para armazenamento criogénico pressurizado de hidrogénio para veículos elétricos. Devido à dificuldade de ligação direta Al – SS, este compara a soldabilidade da ligação Al-SS para três diferentes configurações bimetalicas de *interlayers*: alumínio – cobre (Al – Cu), alumínio – titânio (Al – Ti) e alumínio – tântalo (Al – Ta). A partir dos resultados que obteve concluiu que as ligações de

transição deveriam ser produzidas com o *interlayer* Al – Ti, que foi o que obteve maior resistência na soldadura, ou com o *interlayer* bimetálico Al – Ta, que obteve a ligação mais dúctil. Enquanto que o *interlayer* Al – Cu não é recomendado devido à sua suscetibilidade para formar compostos intermetálicos entre o cobre e o alumínio.

Guo *et al.* (2013) [49] soldou diretamente alumínio a aço inoxidável numa geometria cilíndrica, que é útil para aplicações tubulares e detetou a baixa qualidade na interface de ligação. Posteriormente, Guo *et al.* (2016) [50] realizou uma nova soldadura direta entre alumínio e aço inoxidável, obtendo novamente uma fraca ligação devido à presença de uma camada intermetálica na interface de ligação dos materiais.

Sherpa *et al.* (2017) [51] também soldou diretamente alumínio a aço inoxidável, referindo que a soldadura era mais eficaz para velocidades de detonação baixas (1500 – 1650 m/s), não aprofundando, no entanto, a microestrutura da interface soldada mais detalhadamente.

Shiran *et al.* (2017) [52] publicou um trabalho sobre o efeito da distância entre placas (STD) nas propriedades mecânicas de tubos soldados entre alumínio e aço inoxidável. E a partir dos testes realizados obteve algumas conclusões: que para uma velocidade de detonação mais baixa, a qualidade da soldadura iria ser melhor; que ao se aumentar o STD de 1 mm para 2,5 mm, a camada intermetálica na interface soldada irá ser maior, a deformação plástica e o tamanho das ondas, também, é maior. Mas o resultado mais estranho foi que ao aumentar o STD, a resistência da soldadura também aumentou, o que é estranho comparando com os resultados anteriores. Shiran *et al.* (2017) [53], noutra publicação sobre o efeito do tratamento térmico nas ligações anteriores, observou que a espessura dos compostos intermetálicos aumentava após o tratamento térmico. E que com um tratamento térmico a uma temperatura de 450°C após um período de tempo de 6 horas fazia baixar a dureza da microestrutura. Mais recentemente Kaur (2018) [54] realizou uma soldadura direta entre alumínio e aço inoxidável, relatando bons resultados na interface intermetálica.

A morfologia da interface alumínio – aço inoxidável, segundo os resultados de Carvalho *et al.* (2017) [43], apresentava uma interface maioritariamente plana com poucas ondas observáveis e alguma formação de compostos intermetálicos. Quanto à qualidade da ligação dos metais obtiveram-se melhores resultados quando a configuração das placas correspondia ao aço inoxidável como placa base e o alumínio como placa voadora.

Carvalho *et al.* [10] em 2019, analisou a microestrutura e comportamento mecânico de duas soldaduras por explosão de alumínio – aço carbono e alumínio – aço inoxidável com *interlayer* de alumínio em ambos os casos. Os resultados obtidos mostraram que a combinação soldada alumínio – aço carbono era a que apresentava melhor soldabilidade comparativamente à combinação alumínio – aço inoxidável. Os resultados também mostraram que o *interlayer* de alumínio melhorava a soldabilidade no caso da combinação alumínio – aço inoxidável, mas não no caso da combinação alumínio – aço carbono.

Na última publicação por parte de Carvalho *et al.* (2020) [44], que discute a soldadura por explosão de alumínio a aço inoxidável usando dois *interlayers* diferentes: aço ao carbono e nióbio. A partir da sua investigação concluíram que a interface apresentava uma microestrutura favorável na soldadura com o *interlayer* de aço ao carbono e com o *interlayer* de nióbio, apresentando em ambos os casos uma morfologia ondulada na interface de ligação. Embora a ligação com o *interlayer* de aço ao carbono apresente melhores propriedades mecânicas comparativamente à *interlayer* de nióbio.

## 2.8. Modelação de Soldadura por Impacto

Vários ensaios para simular e desenvolver um modelo numérico na soldadura por explosão têm sido referidos na literatura ao longo dos anos. Mousavi e Al-Hassani [15] referiram na sua publicação que El-Sobky e Blasynski (1975) estudaram o processo a partir de uma analogia a um líquido. O seu raciocínio foi baseado na semelhança entre o comportamento hidrodinâmico de um fluido e a deformação do material na soldadura por explosão. Deste modo, devido à aplicação de um elevado valor de pressão na interface, os materiais não conseguem suportar as tensões a que estão sujeitos e por um curto período de tempo comportam-se como um líquido. Nos metais há uma transição de um fluido invíscido para um fluido viscoso à medida que as tensões diminuem e por consequência a solidificação vai aumentar. Esta semelhança com um líquido significa que para qualquer mecanismo de analogia de um líquido para a soldadura por explosão, apenas os momentos iniciais são importantes.

Os comportamentos das placas metálicas sob uma carga explosiva foram estudados por Lazari e Al-Hassani (1984) empregando um método de elemento finito.

Trabalharam com uma geometria de altura e espessura iguais, e analisaram numericamente a plasticidade e a taxa de deformação dos materiais. O problema foi tratado como uma carga normal transitória de elementos de tensão plana com um formato retangular. Nesta análise, os pontos animados cineticamente representam as cargas explosivas distribuídas uniformemente nas placas, conforme citado na publicação de Mousavi e Al-Hassani [15].

Também referido nas publicações de Mousavi e Al-Hassani [29][30], o processo de soldadura por explosão foi simulado por Oberg *et al.* (1984) através de uma abordagem computacional a partir do método finito de Lagrange, mas os resultados obtidos apenas mostram a formação do jato. Já Akihisa (1997) [55] na sua modelação computacional apenas produziu ondas, mas nenhum jato.

Mousavi e Al-Hassani (2005) [15] simularam a soldadura por explosão para diferentes combinações de materiais, ângulos e velocidades de impacto, conseguindo observar a formação de ondas e do jato. As simulações realizadas conseguiram prever o comportamento das ondas e a velocidade do jato. Noutro estudo numérico realizado por Mousavi e Al-Hassani (2008) [14], estes reportaram que o modelo numérico conseguiu representar os principais mecanismos inerentes à soldadura por explosão, como a formação de ondas e do jato. De acordo com esta investigação, os parâmetros físicos que influenciam a ligação dos metais são a deformação efetiva e a tensão de corte.

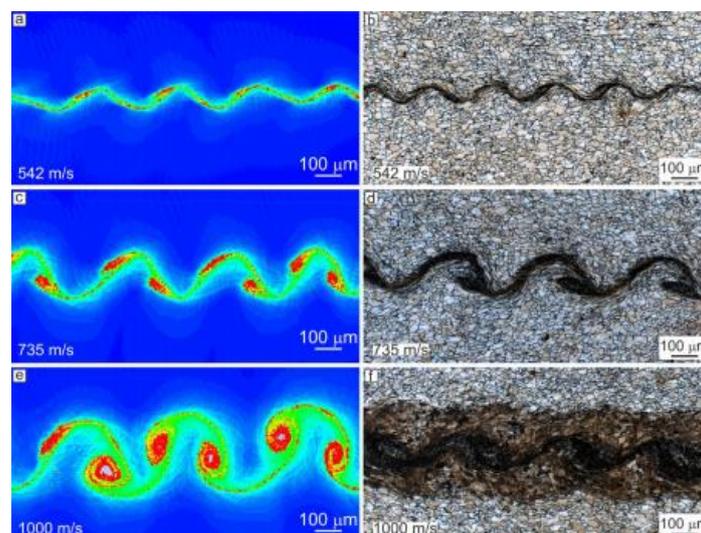
Na última década, com desenvolvimento contínuo dos softwares de simulação numérica, o número de publicações produzidas relativas à simulação numérica e sua posterior comparação com resultados experimentais tem vindo a aumentar. Deste modo, resultados muito semelhantes têm sido obtidos entre as simulações numéricas e os procedimentos experimentais para diferentes combinações de metais, como Ti/CS [7], Al/Cu [56], Al/CS [57] e Al/Al [58]. Ainda a publicação de Wang *et al.* [59] que realizou simulações numéricas para várias combinações bimetálicas tendo como placa base o titânio e obteve bons resultados para diferentes velocidades e ângulos.

As publicações relativas a modelação numérica de ligações alumínio – aço inox são muito escassas devido à sua dificuldade de ligação como na soldadura realizada experimentalmente. Sui *et al.* (2012) [60] realizou uma investigação de soldadura por explosão de alumínio – aço inox numa configuração cilíndrica através de simulação numérica e experimental, e referiu que a peça chave para que a soldadura fosse factível era com a introdução de um *interlayer* entre o alumínio e o aço inox, neste caso foi introduzida

uma *interlayer* de alumínio puro. Os resultados obtidos a partir do modelo numérico foram um complemento para o entendimento da soldadura realizada experimentalmente.

Numa das mais recentes publicações de Bataev *et al.* (2019) [13], realizou um procedimento experimental e um procedimento numérico de colisão oblíqua a alta velocidade de duas placas circulares de aço ao carbono 1006. Nesta simulação numérica o software utilizado é o Ansys Autodyn e o modelo de simulação é o SPH – *Smoothed Particles Hydrodynamics* (que é o mesmo software e modelo de simulação utilizado neste trabalho e que se falará com mais detalhe no próximo capítulo). Como se pode observar na Figura 2.11, os resultados quer numéricos, quer experimentais na interface de ligação dos metais para diferentes velocidades de impacto são quase idênticos, com as ondas formadas através dos mesmos mecanismos de formação de ondas teorizados e tendo praticamente o mesmo comprimento e amplitude.

Num trabalho de intercâmbio conduzido por Nicolas Teysier [61], foi estudada, através de simulações numéricas, a ligação do alumínio ao cobre e foi elaborada uma janela de soldabilidade da ligação dos dois metais. Dos resultados obtidos, foi discutida a morfologia da interface, a formação do jato, a pressão medida na interface das placas e a formação de uma camada de metais fundidos. Da janela de soldabilidade elaborada, observa-se que, de um modo geral, os limites estavam bem definidos. Foi concluído que o método de malha SPH e os modelos dos materiais utilizados no estudo conseguiram reproduzir resultados semelhantes aos ensaios experimentais que possuíam os mesmos parâmetros.



**Figura 2.11.** Comparação de resultados numéricos, e experimentais, para diferentes velocidades de impacto e um ângulo de colisão de 15°, (adaptado de [13]).



## 3. MODELAÇÃO NUMÉRICA

### 3.1. Introdução ao Software de Simulação

A modelação numérica da soldadura por explosão permite estudar certos aspetos que ocorrem na interface de chapas soldadas que não poderiam ser analisados apenas com a investigação experimental.

Para analisar as condições termomecânicas experienciadas na interface dos metais soldados, considerando impacto oblíquo a alta velocidade, utilizou-se o *software* Ansys 2019. É um *software* com inúmeras funcionalidades que permite a resolução de diferentes problemas graças ao seu método de elementos finitos. O fenómeno relacionado com problema em estudo envolve grandes deformações e descreve um comportamento hidrodinâmico de sólidos e fluidos. Para isso é usado o simulador Autodyn presente no *software* Ansys. O Autodyn permite trabalhar com modelos de soldadura oblíqua por impacto, e consegue obter bons resultados para grandes deformações. O plano de simetria em que se visualiza o problema permite trabalhar com um solucionador 2D no plano Oxy.

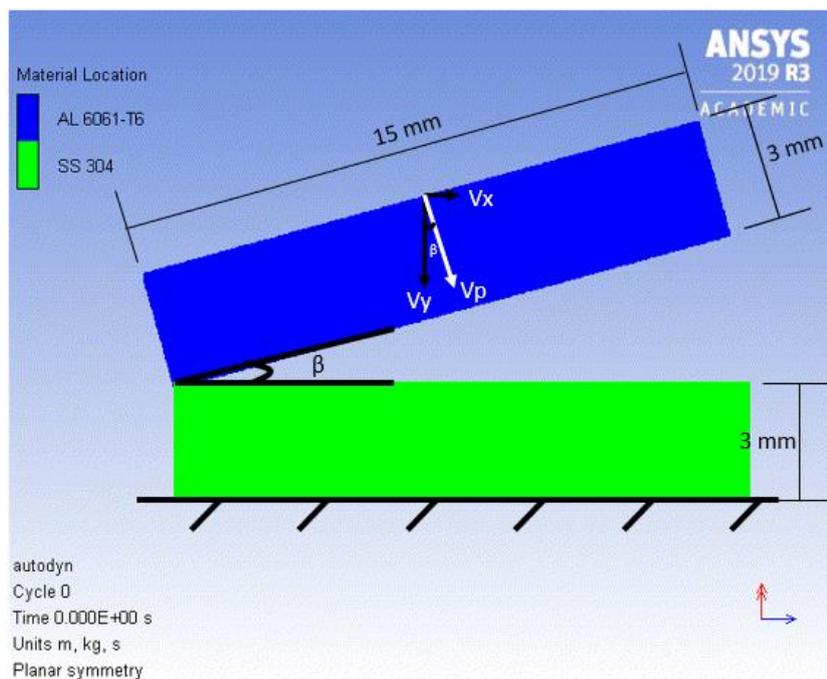
### 3.2. Geometria e Condições Iniciais

As variáveis iniciais para cada ensaio realizado foram a velocidade de impacto e o ângulo de colisão ( $V_p, \beta$ ). Alguns dos valores de  $V_p$  e  $\beta$  foram obtidos através de trabalhos anteriores [10][41], já outros foram arbitrados.

A velocidade no *flyer* é dada a partir da velocidade de impacto  $V_p$  segundo a direção dos eixos x e y, resultando as velocidades  $V_x$  e  $V_y$  [m/s], que estão calculadas nas equações (3.1) e (3.2). A representação genérica da simulação numérica pode ser observada na Figura 3.1.

$$V_x = V_p \sin \beta \quad (3.1)$$

$$V_y = -V_p \cos \beta \quad (3.2)$$



**Figura 3.1.** Representação genérica das condições iniciais na simulação.

As dimensões do *flyer* e da placa estacionária são de 3 mm de espessura e 15 mm de comprimento, valores suficientes para se obter uma correta visualização das ondas [58]. A distância entre as duas placas é muito próxima de 0 no ângulo fixado entre elas uma vez que a placa voadora já tem uma velocidade inicial no início da simulação. Outra condição a ter em conta é a fixação da placa estacionária no eixo dos  $y$  ( $V_y = 0$ ). Esta condição simula o facto de a placa estacionária estar apoiada sobre uma superfície plana incompressível.

Os ensaios simulados foram realizados com velocidades de impacto situados numa gama de valores entre 300 m/s e 1000 m/s e com ângulos de colisão que variaram entre  $6^\circ$  e  $20^\circ$ , para ambas as combinações Al-SS e Al-CS. Os parâmetros referentes encontram-se ilustrados no APÊNDICE A.

Os materiais escolhidos para realizar as simulações de impacto foram a liga de alumínio 6061-T6 (Al) com uma dureza de 106 HV [62], o aço-carbono V250 (CS) e o aço-inoxidável AISI 304 (SS) que possuem durezas de 301 HV e 129 HV , respetivamente [63][48]. A liga de alumínio foi usada como placa voadora para todas as simulações, e o aço-carbono e o aço-inoxidável corresponderam às suas placas estacionárias, uma vez que com estas configurações se obtêm melhores ligações, conforme concluído por Carvalho *et al.* [43].

### 3.3. Modelos dos Materiais Utilizados

No *software* Autodyn, estão inseridos vários modelos e equações de estado (EOS), que ajudam a descrever o comportamento dos materiais. Para a equação de estado, existem várias opções para cada material, enquanto que, para o modelo de plasticidade, existem dois modelos de plasticidade principais que estão inseridos no *software* de simulação.

A equação de estado é uma equação que relaciona a pressão hidrostática, o volume específico e a energia interna (ou temperatura) [7]. Uma vez que, no problema em causa, iremos analisar o processo de colisão de duas placas metálicas a velocidade elevada, que provoca uma onda de choque em cada material, foi escolhida a EOS do tipo *Shock*, que corresponde à equação de estado de Mie – Grüneisen baseada na equação de choque de Hugoniot (equação (3.3)) [57].

$$P = \begin{cases} \frac{\rho_0 C_b^2 \mu \left[ 1 + \left( 1 - \frac{\Gamma}{2} \right) \mu - \frac{a\mu^2}{2} \right]}{\left[ 1 - (S_1 - 1)\mu - \frac{S_2\mu^2}{\mu + 1} - \frac{S_3\mu^3}{(\mu + 1)^2} \right]^2} + (\Gamma + a\mu)E_0; & \mu > 0 \\ \rho_0 C_b^2 \mu + (\Gamma + a\mu)E_0; & \mu \leq 0 \end{cases} \quad (3.3)$$

Onde  $\mu = \rho/\rho_0 - 1$  e  $\rho_0$  corresponde à densidade inicial [kg/m<sup>3</sup>].  $\Gamma$  corresponde ao coeficiente de Grüneisen,  $S_1$ ,  $S_2$  e  $S_3$  são constantes,  $E_0$  [J] diz respeito à energia interna inicial do metal por unidade de massa e  $a$  é o coeficiente de correção volumétrica para o coeficiente de Grüneisen. Na Tabela 3.1, encontram-se os parâmetros usados na EOS de Mie-Grüneisen para cada metal.

**Tabela 3.1.** Parâmetros da equação de estado de Mie-Grüneisen (retirados de *Ansys Autodyn*).

Placa metálica	$C_b$ [m/s]	$\rho_0$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$S_1$ -	$S_2$ -	$S_3$ -	$\Gamma$ -	$a$ -	$E_0$ [J]
AA 6061-T6	5240	2703	1,40	0	0	1,97	1,5	0
CS V250	3980	8129	1,58	0	0	1,60	1,5	0
SS AISI 304	4570	7900	1,49	0	0	1,93	1,4	0

Os modelos que melhor descrevem o comportamento mecânico dos materiais, tipicamente metálicos, sujeitos a enormes tensões, elevadas taxas de deformação e elevadas temperaturas são os modelos Johnson-Cook (JC) [64] e Steinberg-Guinan (SGCL) [65]. Banerjee [66] realizou um estudo que compara vários modelos de tensão de escoamento para a simulação de metais sujeitos a elevadas temperaturas e elevadas taxas de deformação. Nesse estudo, considerou um caso, para o cobre, em que relaciona uma elevada taxa de deformação ( $4000 \text{ s}^{-1}$ ) a diferentes temperaturas para cada modelo de plasticidade, comparando uma análise experimental a uma análise de simulação numérica. Os gráficos obtidos para cada modelo encontram-se representados no ANEXO A.

Como se pode constatar pela observação dos dois gráficos (ANEXO A), o modelo Steinberg-Guinan consegue prever com maior precisão os valores experimentais comparativamente ao modelo Johnson-Cook, principalmente para temperaturas mais elevadas (896 K e 1096 K) que são aquelas a que os metais irão estar sujeitos durante o impacto a alta velocidade. Nos cálculos dos erros dos modelos numéricos relativamente aos modelos experimentais, Banerjee [66] obteve uma tabela (ANEXO B) que compara os erros nas tensões de cedência para uma taxa de deformação constante de  $4000 \text{ s}^{-1}$  para vários modelos numéricos, em que se observa que, para uma temperatura de 1096 K, o erro médio é de 7% para o modelo SGCL, enquanto que para o modelo JC, o erro médio é de 42%. O modelo JC não considera a taxa de deformação para temperaturas mais elevadas, o que não é viável para a aplicação em estudo, que envolve elevadas taxas de deformação a elevadas temperaturas, pelo que, neste caso, o modelo Steinberg-Guinan, representado na equação (3.4), é o mais preciso.

$$G = G_0 \left[ 1 + \left( \frac{G'_P}{G_0} \right) \frac{P}{\eta^{1/3}} + \left( \frac{G'_T}{G_0} \right) (T - 300) \right], \quad (3.4)$$

$$Y = Y_0 [1 + \beta_1 (\epsilon + \epsilon_i)]^n \times \left[ 1 + \left( \frac{Y'_P}{Y_0} \right) \frac{P}{\eta^{1/3}} + \left( \frac{Y'_T}{Y_0} \right) (T - 300) \right],$$

Sujeito à limitação de que  $Y_0 [1 + \beta_1 (\epsilon + \epsilon_i)]^n \leq Y_{max}$ .

Em que  $G$  [GPa] é o módulo de torção e  $Y$  é a tensão de cedência do material [GPa],  $\eta$  corresponde à compressão do volume,  $\beta$  e  $n$  são parâmetros de dureza,  $\epsilon_i$  é a deformação plástica equivalente inicial (normalmente  $\epsilon_i = 0$ ) e  $P$  [GPa] e  $T$  [K] correspondem à pressão e temperatura, respetivamente. A referência 0 nos parâmetros

refere-se ao estado inicial ( $T = 300\text{ K}$ ,  $P = 0$ ,  $\epsilon = 0$ ). Os valores do modelo de Steinberg-Guinan dos metais utilizados estão retratados na Tabela 3.2.

**Tabela 3.2.** Parâmetros do modelo de Steinberg-Guinan (retirados de *Ansys Autodyn*).

<i>Placa metálica</i>	$G_0$ [GPa]	$Y_0$ [GPa]	$Y_{max}$ [GPa]	$\beta$ -	$n$ -
<i>AA 6061-T6</i>	27,6	0,29	0,68	125	0,10
<i>CS V250</i>	71,8	1,56	2,50	2	0,50
<i>SS AISI 304</i>	77,0	0,34	2,50	43	0,35

### 3.4. Parâmetro de Malha

Para se obter uma visualização da simulação o mais precisa possível, a escolha do processador de elementos finitos é um fator muito importante a ter em conta. O problema em análise envolve grandes deformações, o que pode ser prejudicial para certos métodos a utilizar. Existem quatro métodos de cálculo da malha mais conhecidos: Lagrange, Euler, *Arbitrary Lagrangian-Eulerian* (ALE) e *Smoothed Particle Hydrodynamics* (SPH).

Nassiri *et al.* explicam nas suas publicações [67][58] que o método de Lagrange tradicional, em que os pontos da malha são fixados à geometria do objeto, tem como resultado uma excessiva distorção dos elementos (para grandes deformações), o que leva a uma perda de precisão na zona de contacto entre placas, ou até mesmo, a um ponto em que o *software* pode dar erro e terminar. Já a análise de Euler consegue colmatar essas falhas, uma vez que, no método de Euler, os nós estão fixos e o material flui através dos elementos. Mousavi *et al.* (2005) [15] usaram este método na sua análise numérica. Contudo, este método possui algumas desvantagens, sobretudo quando ocorrem grandes deslocamentos em superfícies livres. A exigência computacional também é maior quando comparado com o método tradicional de Lagrange.

O método ALE (*Arbitrary Lagrangian-Eulerian*) é outra alternativa. É um método que combina as funcionalidades das análises de Lagrange e de Euler dentro da mesma malha, por forma a manter uma grande qualidade da malha durante simulações que envolvam grandes deformações. Apesar dos bons resultados que produz, que estão de acordo

com os resultados experimentais [67], o método ALE, como refere Nassiri *et al.* [58], não é capaz de simular o fenómeno da formação do jato, ao contrário do método SPH.

O método SPH (*Smoothed Particle Hydrodynamics*) tem vindo a ganhar destaque nos últimos anos. Este método não possui malha e os objetos são representados por uma compilação de pontos. A capacidade de lidar com grandes deformações permite que o método SPH seja aplicado a problemas característicos do método de Euler. Vários autores [13][54][55][57][66] que usaram este método, conseguiram simular a formação de ondas como a formação do jato, obtendo resultados que estão de acordo com os resultados experimentais.

Segundo Liu *et al.* [69], o método SPH foi originalmente desenvolvido para problemas hidrodinâmicos em que as equações que governam o problema estão em grande parte sob a forma de equações diferenciais parciais de variáveis de campo como a densidade, velocidade, energia, etc. De um modo geral, existem dois passos para obter uma formulação pelo método SPH. O primeiro passo consiste numa aproximação de Kernel, enquanto que o segundo passo numa aproximação de partículas. No passo da aproximação de Kernel, a aproximação envolve a representação de uma função e as suas derivadas usando uma função de suavização de Kernel do tipo Gaussiano. A função e sua derivada estão representadas na equação (3.5).

$$\begin{cases} \langle f(x) \rangle = \int_{\Omega} f(x')W(x - x', h) dx' \\ \langle \nabla \cdot f(x) \rangle = - \int_{\Omega} f(x')\nabla W(x - x', h)dx' \end{cases} \quad (3.5)$$

Onde  $\langle \rangle$  corresponde ao sinal de aproximação do método SPH,  $f(x)$  à função de aproximação de Kernel e  $h$  é a dimensão espacial finita da função de suavização de Kernel  $W$ .

O segundo passo corresponde à aproximação de partículas, que envolve a representação do domínio do problema usando um conjunto de partículas vizinhas, sendo, depois, estimadas certas variáveis de campo usando esse conjunto de partículas. A função desta aproximação encontra-se representada na equação (3.6).

$$\begin{cases} \langle f(x_i) \rangle = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(x_j) W(x_j - x_i) \\ \langle \nabla \cdot f(x_i) \rangle = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(x_j) \nabla_i W_{ij} \end{cases} \quad (3.6)$$

Onde  $m_j$  e  $\rho_j$  correspondem à massa e à densidade de uma dada partícula  $j$  e  $N$  é o número total de partículas vizinhas para uma certa partícula  $i$ .

Em suma, o método SPH é o mais adequado para a área de estudo do presente trabalho. O parâmetro principal que pode ser alterado é o tamanho das partículas, que é equivalente ao tamanho dos nós da malha na abordagem do método de Lagrange. O tamanho das partículas escolhido neste trabalho foi de 20  $\mu\text{m}$ , tendo sido o tamanho usado em vários estudos [15][55][58]. Com um tamanho de partículas de 20  $\mu\text{m}$ , é possível ter uma boa resolução das ondas formadas, que possuem um comprimento na ordem das centenas de  $\mu\text{m}$  [44]. Assim, foram geradas cerca de 225 000 partículas, o que levou aproximadamente 6 horas para completar a simulação, devido ao elevado número de cálculos efetuados. De facto, a principal desvantagem deste método é a elevada carga computacional necessária para levar a cabo um conjunto de simulações.

### 3.5. Medição da Pressão e Temperatura na Interface

Após a colisão entre as placas, a pressão na zona de impacto é mais elevada que noutras zonas das placas. De forma a obter os valores da pressão na interface de colisão, foram colocados 9 pontos “*Gauge*” em coordenadas específicas que medem os valores de pressão atingidos naquele ponto (Figura 3.2). A pressão será obtida através de um gráfico que mede os valores da pressão no elemento onde o ponto *Gauge* está inserido ao longo do tempo em que ocorre o impacto.

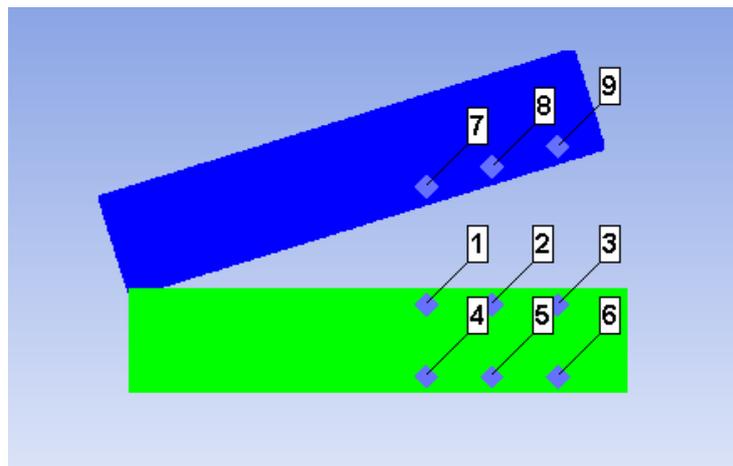


Figura 3.2. Representação genérica das coordenadas dos pontos *Gauge*.

Para além disso, a temperatura na interface da soldadura dos metais é muito importante, uma vez que está diretamente relacionada com a qualidade da soldadura. Como referido por Zhang *et al.* [57], a fusão excessiva na interface dos metais pode resultar na formação de compostos intermetálicos e a ser suscetível à fratura. Para se obter a temperatura, foi utilizado o modelo de fusão de Steinberg-Cochran-Guinan [66], que relaciona a temperatura de fusão ( $T_m$ ) com a pressão ( $p$ ) atingida na interface fornecida pelos pontos *Gauge*, conforme representado na equação (3.7).

$$T_m(p) = T_{m0} \exp \left[ 2a \left( 1 - \frac{1}{\eta} \right) \right] \eta^{2(\Gamma_0 - a - 1/3)}; \quad \eta = \frac{\rho}{\rho_0} \quad (3.7)$$

Onde  $T_{m0}$  corresponde à temperatura de fusão do material [K] para  $\eta = 1$ ,  $p$  é a pressão (GPa),  $\eta$  corresponde à relação entre a densidade e a densidade inicial e  $a$  é o coeficiente de correção volumétrica para o coeficiente de Grüneisen ( $\Gamma_0$ ).

Com os dados da pressão fornecidos pelos pontos *Gauge* e pela equação de estado de Mie-Grüneisen, é possível calcular a temperatura de fusão para cada metal e observar as zonas onde essa fusão ocorre. Os valores da pressão e da temperatura de fusão foram calculados empregando um rácio de compressão do volume ( $\eta$ ) entre 1,0 e 1,3. As tabelas com os dados das temperaturas calculadas a partir dos valores da pressão e de  $\eta$  dos metais utilizados estão presentes no APÊNDICE B.

## 4. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Neste capítulo, são apresentadas e discutidas características da interface de algumas das simulações numéricas efetuadas. Também serão discutidas as janelas de soldabilidade relativamente à morfologia e qualidade da soldadura assim como as janelas de soldabilidade com os intervalos de pressões de contacto sofridos na interface durante a colisão dos metais. O primeiro subcapítulo será dedicado à análise das características dos estados distintos da morfologia da interface, o seguinte às janelas de soldabilidade de ambas as combinações metálicas. Por fim, serão comparadas soldaduras realizadas em ambientes experimental e numérico, e revistos dois parâmetros relativos à morfologia da interface.

### 4.1. Características da Interface

#### 4.1.1. Características da Interface Al – SS

Foram escolhidos três exemplos representativos dos diferentes estados da interface e da ocorrência de fenómenos na interface: o primeiro exemplo diz respeito à visualização de apenas jato, o segundo à formação de jato e ondas e o terceiro a fusão excessiva da interface. Na Tabela 4.1 encontra-se apresentado um resumo das condições iniciais, da pressão máxima obtida em ambas as placas e de alguns aspetos da morfologia da interface para todos os ensaios simulados do par Al-SS.

**Tabela 4.1.** Resumo das condições iniciais e dos resultados obtidos nos ensaios numéricos Al-SS.

$V_p$ [m/s]	$\beta$ [°]	$P_{flyer}$ [GPa]	$P_{base}$ [GPa]	Jato	Ondas	Fusão Excessiva
400	10	2	2,2	Sim	Sim	Não
500	10	3,8	4	Sim	Sim	Não
600	10	5,9	6,5	Sim	Sim	Sim
700	10	8	9	Sim	Sim	Sim
800	10	10,8	13,2	Sim	Sim	Sim
500	15	1,8	2,1	Sim	Não	Não
600	15	3	3,3	Sim	Sim	Não
700	15	8	9	Sim	Sim	Sim

800	15	6,2	6,8	Sim	Sim	Sim
600	20	1,7	2,1	Sim	Não	Não
700	20	2,4	3,3	Sim	Sim	Não
800	20	3,5	4,5	Sim	Sim	Não
900	20	4,9	6	Sim	Sim	Sim
1000	20	6,3	7,7	Sim	Sim	Sim
320	6	2,5	2,9	Sim	Não	Não
400	6	4	4,9	Sim	Sim	Não
350	8	2	2,3	Sim	Não	Não
400	8	3	3,4	Sim	Sim	Não
450	8	3,9	4,3	Sim	Sim	Não
500	8	5	5,7	Sim	Sim	Não
450	12	2	2,2	Sim	Sim	Não
500	12	2,5	3	Sim	Sim	Não
600	12	4,3	4,8	Sim	Sim	Não
559	15,5	2,3	2,6	Sim	Sim	Não
697	17,4	3,2	4,1	Sim	Sim	Não

#### 4.1.1.1. Com Jato e Sem Ondas

O exemplo escolhido para discutir as situações em que apenas se obteve jato foi a simulação com uma velocidade no ponto de colisão de 2510 m/s e um ângulo de colisão de 8° (APÊNDICE A). Da observação da interface na Figura 4.1 pode-se ver que praticamente não existem ondas. O jato é bastante visível e ao olhar mais atentamente para o jato pode-se ver que a constituição do jato é maioritariamente de alumínio. O motivo deve-se sobretudo à menor densidade e dureza, e à menor temperatura de fusão do alumínio face ao aço-inoxidável. As simulações realizadas mostraram que o jato gerado era maior, e mais concentrado, com o aumento da velocidade de impacto e do ângulo de colisão (Figura 4.2).

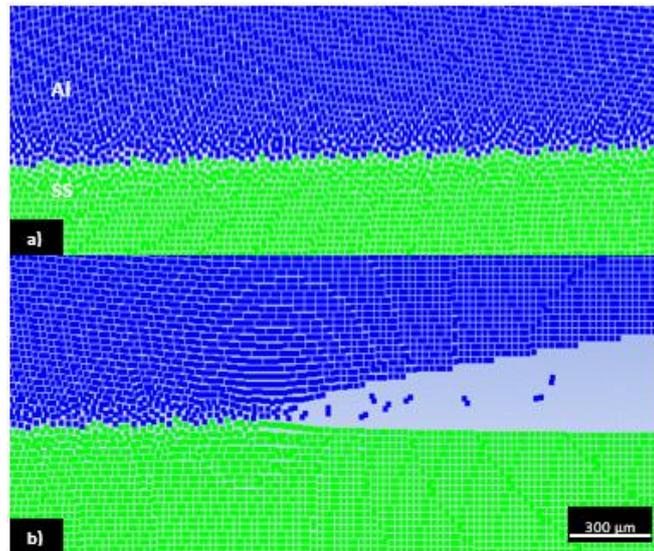


Figura 4.1. Perfil da interface (a) e perfil do jato (b) de simulação com (2510 m/s, 8°).

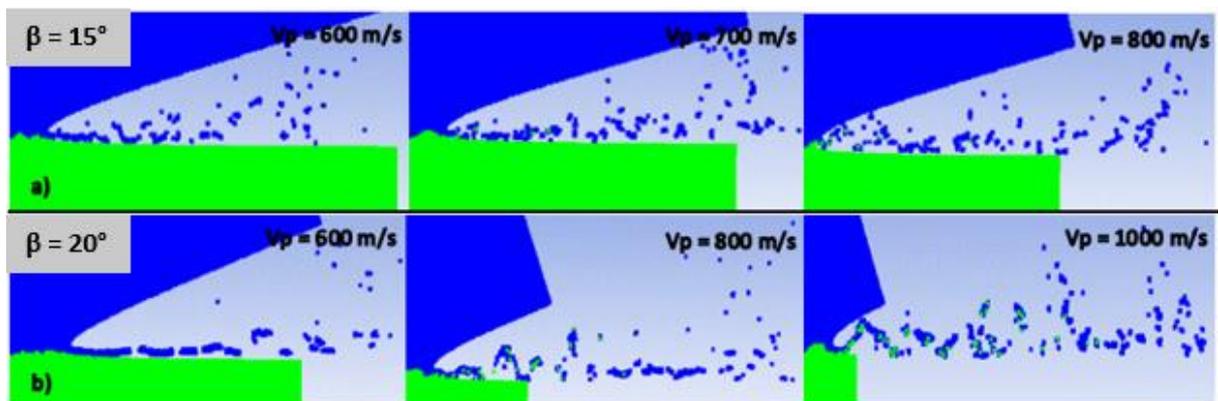


Figura 4.2. Perfil do jato para várias velocidades de impacto para um ângulo de colisão de 15° (a), e 20° (b).

A pressão obtida na interface das placas (Figura 4.3 a)), é de 2 GPa para o *flyer* e de 2,3 GPa para a placa base. A partir da pressão máxima obtida pelos pontos *Gauge*, foi retirada a temperatura dos metais (APÊNDICE B), correspondendo a 1020 K para o *flyer* de alumínio e 1750 K para a placa base de aço inox. Foi considerado apenas a fusão do alumínio por ser mais clara a visualização das zonas onde ocorreu a fusão, o que seria mais complexo com os dois metais, uma vez que os dois metais possuem temperaturas de fusão diferentes. Observando a Figura 4.3 b), é possível ver que com o intervalo de temperatura de 934 K (temperatura de fusão do alumínio à pressão atmosférica), até aos 1020 K, a camada de fusão gerada é muito fina (20  $\mu\text{m}$ ) e não é contínua, não impedindo a ligação dos metais.

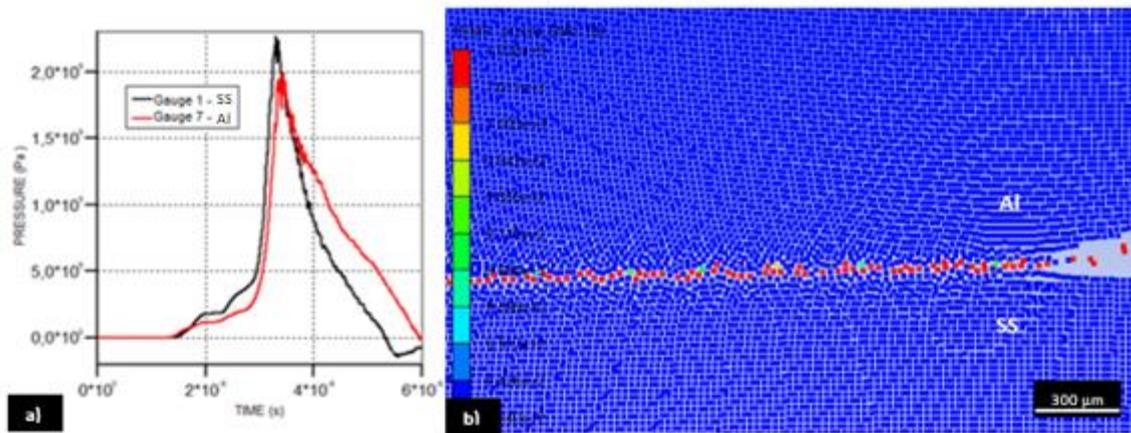


Figura 4.3. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (2510 m/s, 8°).

#### 4.1.1.2. Com Jato e Com Ondas

Neste tipo de ensaios numéricos, ao contrário das simulações abordadas no subcapítulo 4.2.1.1, as ondas formadas já são visíveis, e em alguns casos já atingem as centenas de  $\mu\text{m}$  em comprimento e amplitude. Também se pôde observar que as ondas que são geradas aumentam com o aumento dos valores dos parâmetros iniciais, como a velocidade no ponto de colisão e o ângulo de colisão. O ensaio escolhido para representar a formação das ondas sem se obter uma fusão excessiva possui uma velocidade no ponto de colisão de 2304,7 m/s e um ângulo de colisão de 20° (APÊNDICE A).

Da observação da Figura 4.4, vê-se que o jato formado é composto maioritariamente por partículas de alumínio. É visível neste ensaio que as ondas parecem ser formadas pelo método de instabilidade do fluxo proposta por Hunt [18] e Robinson [19], por se assemelharem à instabilidade de Helmholtz. As ondas possuem um comprimento e uma amplitude de cerca de 400  $\mu\text{m}$  e 200  $\mu\text{m}$ , respetivamente.

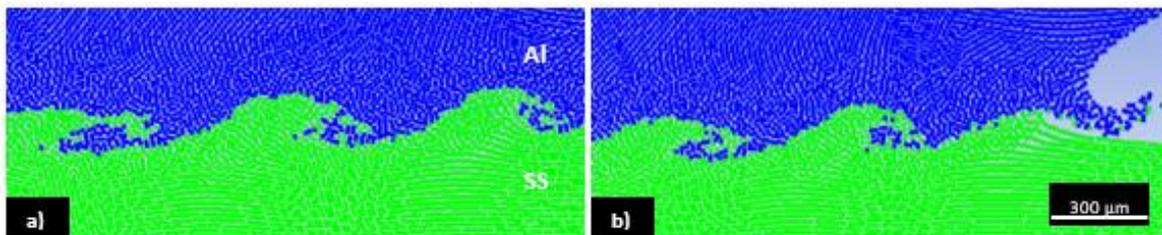
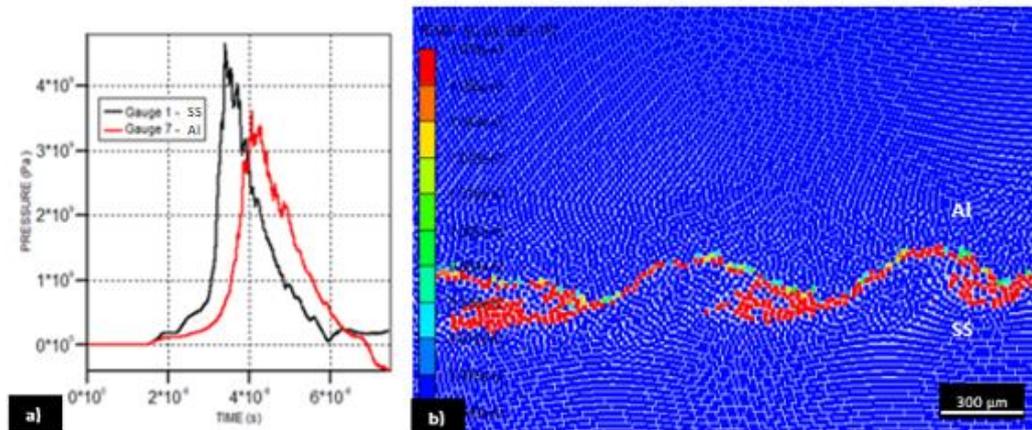


Figura 4.4. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (2304,7 m/s, 20°).

A pressão máxima obtida pelos pontos *Gauge* (Figura 4.5 a)) indica que a pressão, no *flyer*, é cerca de 3,5 GPa e de 4,5 GPa, na placa base. A temperatura de fusão

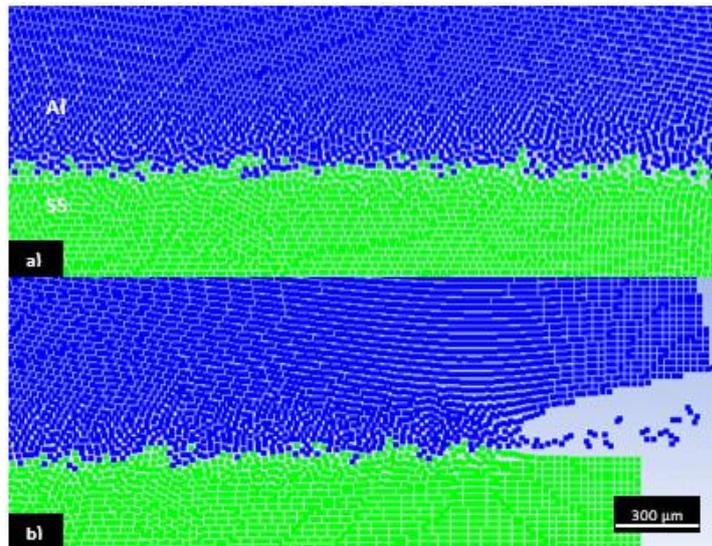
calculada para as pressões obtidas é de 1070 K para o *flyer* e de 1800 K para a placa base. A Figura 4.5 b) mostra que a camada de fusão originadas pelo alumínio são relativamente finas (cerca de 20  $\mu\text{m}$ ) e não são contínuas. Também é observável a formação de bolsas de fusão dentro das ondas, mas não são suficientemente grandes para impedirem a soldadura.



**Figura 4.5.** Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (2304,7 m/s, 20°).

#### 4.1.1.3. Fusão Excessiva na Interface

O exemplo que é usado para discutir as situações em que existe fusão excessiva na interface contém como condições iniciais uma velocidade no ponto de colisão de 4591,8 m/s e um ângulo de colisão de 10° (APÊNDICE A). Na situação apresentada na Figura 4.6, observa-se o jato bem como ondas, mas as ondas formadas são mais pequenas e irregulares quando comparadas, por exemplo, com as da Figura 4.4.



**Figura 4.6.** Perfil da interface (a) e perfil do jato (b) de simulação com (4591,8 m/s, 10°).

A pressão máxima obtida é de 10,8 GPa e de 13,2 GPa, conforme mostrado na Figura 4.7 a), no *flyer* e na placa base, respetivamente. As temperaturas de fusão a que correspondem as pressões na interface são de 1364 K, no *flyer*, e de 2090 K, na placa base. A Figura 4.7 b) ilustra a camada de fusão que foi originada no processo de colisão das placas pelo alumínio. Examinando a placa de alumínio, vê-se que esta possui uma camada contínua e espessa (em média 80 μm) de material fundido, o que é considerável, tendo em conta apenas a fusão na placa de alumínio. Assim, com esta camada contínua e espessa de partículas fundidas, estima-se que a ligação entre placas esteja muito debilitada.

Com base nos resultados obtidos dos ensaios numéricos, foi observado que a espessura das camadas fundidas na interface aumenta com o aumento da velocidade no ponto de colisão.

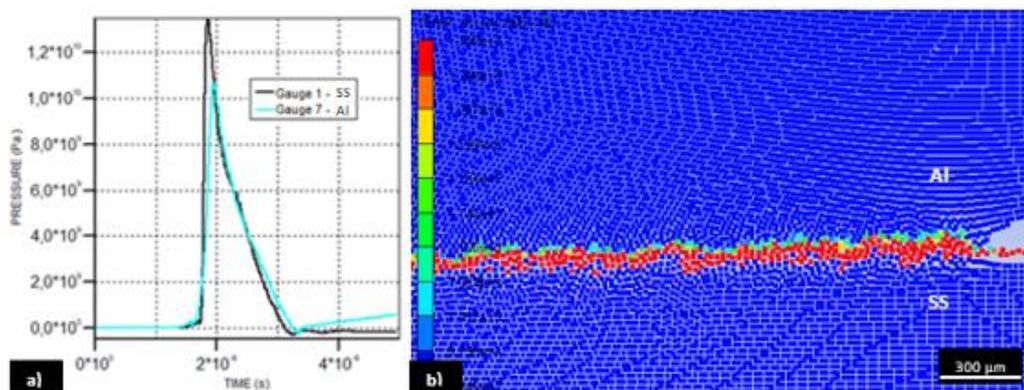


Figura 4.7. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (4591,8 m/s, 10°).4

### 4.1.2. Características da Interface Al – CS

Tal como no caso do par Al-SS discutido no subcapítulo 4.1.1, também aqui foram escolhidos três exemplos dos diferentes estados da interface que se distinguem dos fenómenos interfaciais. Tal como para a combinação Al-SS, também é apresentada uma tabela resumo de vários aspetos relativos aos ensaios simulados da combinação Al-CS (Tabela 4.2).

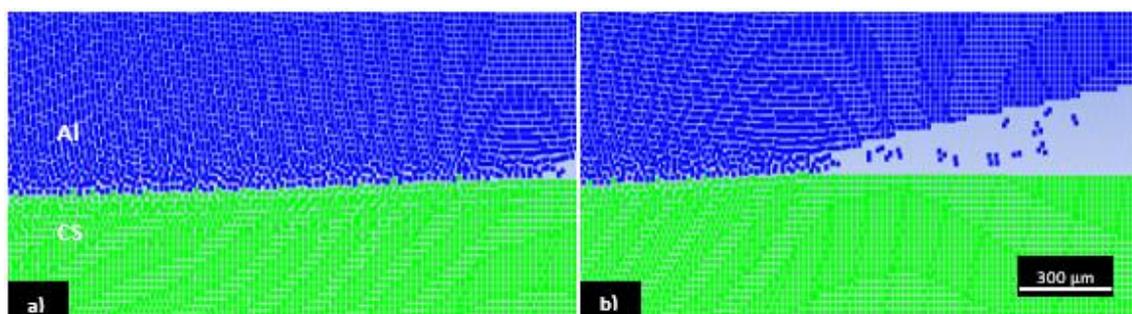
Tabela 4.2. Resumo das condições iniciais e dos resultados obtidos nos ensaios numéricos Al-CS.

$V_p$ [m/s]	$\beta$ [°]	$P_{flyer}$ [GPa]	$P_{base}$ [GPa]	Jato	Ondas	Fusão Excessiva
400	10	1,8	1,8	Sim	Não	Não
500	10	3,2	3,2	Sim	Não	Não
600	10	5,3	5,5	Sim	Sim	Não
700	10	7,8	8,3	Sim	Sim	Sim
800	10	10,2	12,8	Sim	Sim	Sim
500	15	1,8	1,8	Sim	Não	Não
600	15	2,8	3	Sim	Não	Não
700	15	4,1	4,3	Sim	Sim	Não
800	15	6	6,2	Sim	Sim	Não
900	15	7,8	8,2	Sim	Sim	Sim
600	20	1,5	2	Sim	Não	Não
700	20	2,1	2,7	Sim	Não	Não
800	20	3,4	3,5	Sim	Sim	Não
900	20	4,6	5	Sim	Sim	Sim
1000	20	6	6,7	Sim	Sim	Sim
350	6	2,7	2,7	Não	Não	Não
400	6	3,9	4	Sim	Não	Não

500	6	7	8,2	Sim	Sim	Não
600	6	10	12	Não	Não	Não
400	8	2,5	2,5	Sim	Não	Não
450	8	3,9	3,9	Sim	Não	Não
500	8	4,4	4,6	Sim	Sim	Não
500	12	2,5	2,9	Sim	Não	Não
600	12	4	4,3	Sim	Sim	Não
650	12	5	5,3	Sim	Sim	Não
592	17,6	2	2,3	Sim	Não	Não

#### 4.1.2.1. Com Jato e Sem Ondas

A simulação utilizada para descrever os casos em que a interface é plana, mas ocorreu a formação de jato, é a simulação com velocidade no ponto de colisão e ângulo de colisão de 2868,6 m/s e 8°, respetivamente (APÊNDICE A). Da observação da Figura 4.8, é bastante perceptível que se formou uma interface com uma morfologia plana, mas que dá a ideia que as placas se ligaram. Consegue-se ver que existe jato formado e que é constituído exclusivamente por alumínio. A não visualização de partículas de aço carbono tem como explicação a diferença de dureza e de densidade entre os dois metais, tendo já sido discutido por outros autores [57][58][70], a menor temperatura de fusão do alumínio e também pode ser devido à resolução das partículas do jato do aço carbono serem menores que a resolução dos pontos de 20 µm. Tal como para a combinação Al-SS, observou-se que o jato formado era maior quando a velocidade de impacto e o ângulo de colisão eram superiores, mas que o aumento era mais visível com o aumento do ângulo de colisão (Figura 4.9).



**Figura 4.8.** Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (2868,6 m/s, 8°).

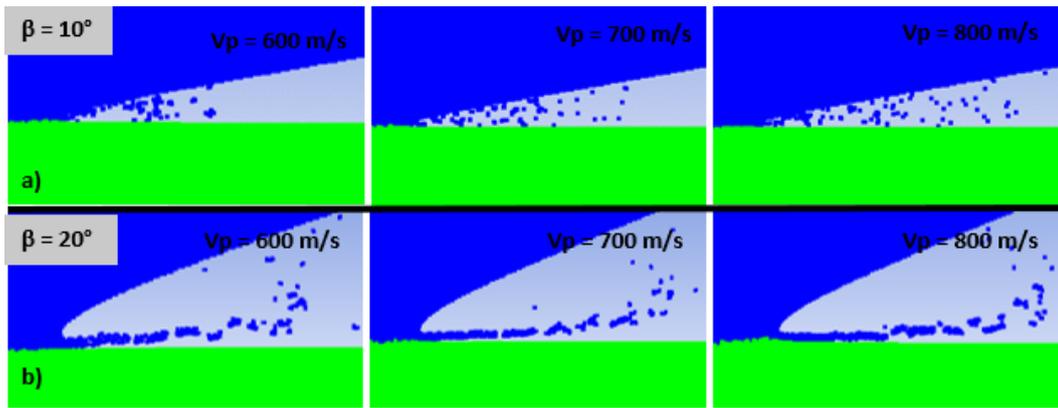


Figura 4.9. Perfil do jato para várias velocidades de impacto para um ângulo de colisão de  $10^\circ$  (a), e  $20^\circ$  (b).

As pressões obtidas no *flyer* e na placa base, através da visualização da Figura 4.10 a), foram de 2,5 GPa para ambas as placas. A temperatura correspondente (APÊNDICE B) para as pressões obtidas foi de 1030 K, para o alumínio, e de 1765 K, para o aço carbono. Foi considerada apenas a fusão na placa de alumínio de forma a ter uma visualização mais fácil das zonas que fundiram e também porque o alumínio funde a uma temperatura mais baixa. A Figura 4.10 b) mostra a fusão que ocorreu no alumínio, e vê-se que apenas se formou uma camada muito fina de cerca de  $20 \mu\text{m}$  e que nem sempre é contínua, o que revela que não há impedimento de se ter formado uma ligação metálica eficaz.

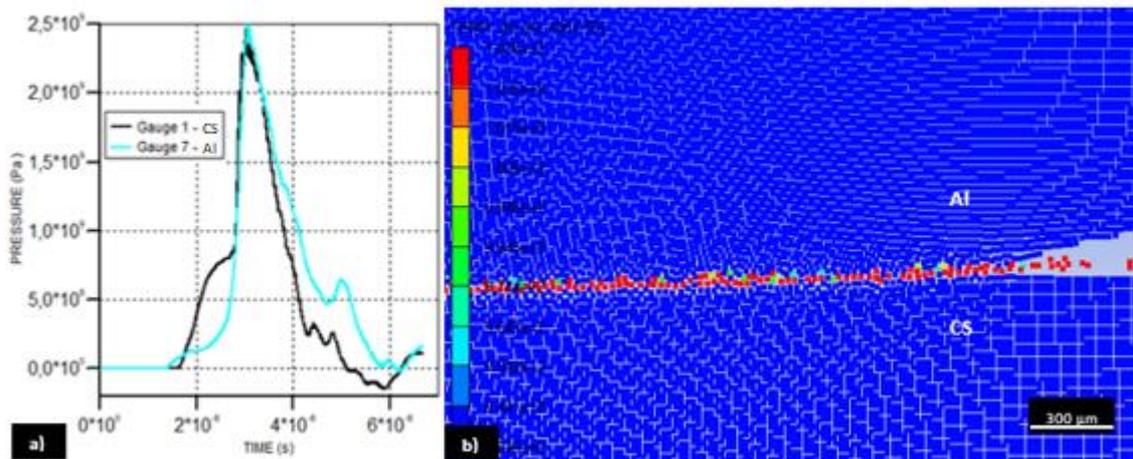
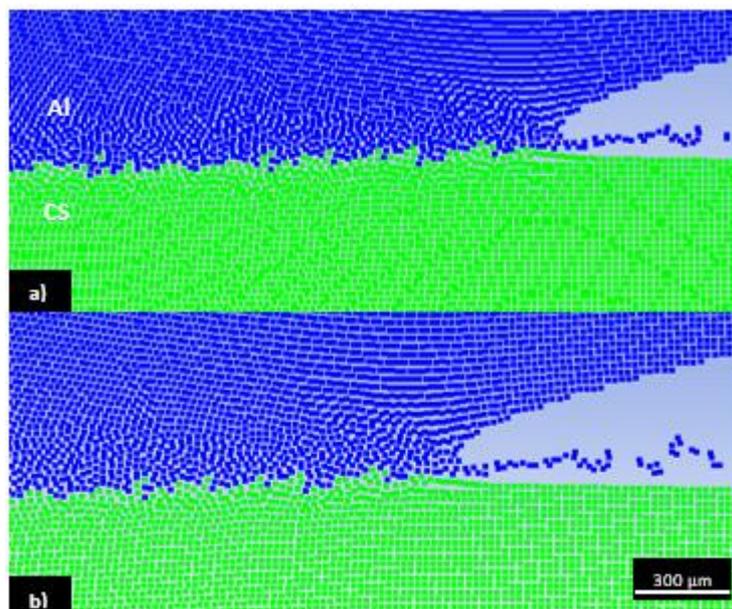


Figura 4.10. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (2868,6 m/s,  $8^\circ$ ).

#### 4.1.2.2. Com Jato e Com Ondas

O ensaio numérico que serviu de exemplo para descrever a formação de uma interface ondulada sem a ocorrência de fusão excessiva foi o ensaio com uma velocidade no

ponto de colisão, e ângulo de colisão, de 3110,8 m/s, e 12°, respetivamente (APÊNDICE A). O perfil da interface representado na Figura 4.11 mostra que as ondas geradas na colisão entre as placas são relativamente pequenas, com um comprimento de cerca de 120  $\mu\text{m}$  e amplitude de 60  $\mu\text{m}$ , e apresentam um padrão irregular. As ondas formadas em todos os ensaios alumínio-aço carbono nunca tiveram uma morfologia com ondas bem formadas e regulares, devido em grande parte à elevada dureza do aço carbono. O jato formado apresenta as mesmas características do jato abordado no subcapítulo 4.1.2.1, apenas possui uma dimensão maior devido à velocidade no ponto de colisão, e ângulo de colisão serem superiores.



**Figura 4.11.** Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (3110,8 m/s, 12°).

A pressão retirada dos pontos *Gauge* indica, como mostrado na Figura 4.12 a), que a pressão máxima obtida, no *flyer*, foi de 5 GPa, e na placa base, de 5,3 GPa. As temperaturas relativas às pressões máximas obtidas corresponderam a uma temperatura de fusão do *flyer* de alumínio de cerca de 1135 K, e na base de aço carbono, de cerca de 1850 K. Na Figura 4.12 b) está exibida a fusão gerada no alumínio para um gama de temperaturas de 934 a 1135 K, com os pontos marcados a vermelho sendo aqueles que estão a uma temperatura superior à temperatura de fusão. E como se pode ver a camada de fusão de alumínio tem cerca de 40  $\mu\text{m}$  e em certos pontos não é contínua, o que não impede a soldadura dos metais.

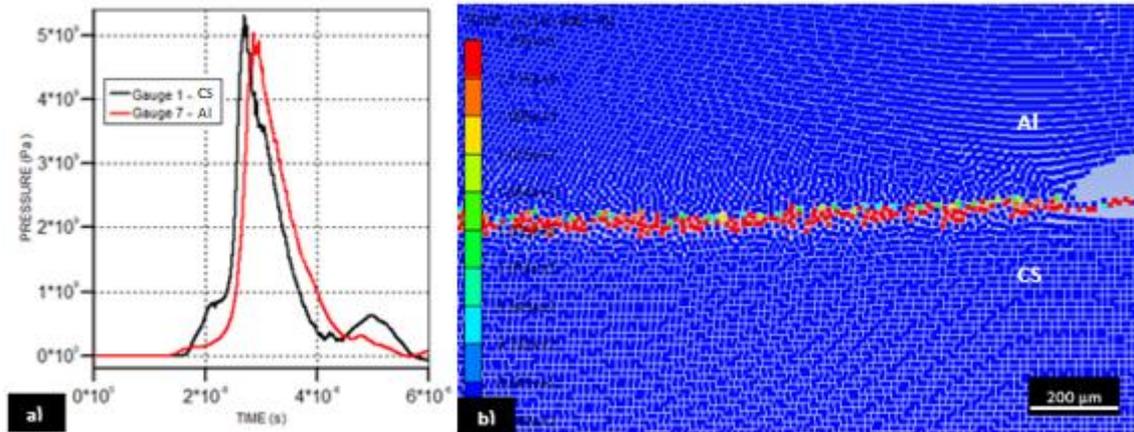


Figura 4.12. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (3110,8 m/s, 12°).

#### 4.1.2.3. Fusão Excessiva na Interface

O ensaio numérico representativo da formação de fusão excessiva na interface tem como parâmetros iniciais uma velocidade no ponto de colisão e ângulo de colisão, de 3449,3 m/s, e 15°, respectivamente (APÊNDICE A). Da observação da Figura 4.13, pode-se constatar que ocorreu a formação de ondas bem como do jato. Os perfis das ondas obtidas eram um pouco maiores em comprimento e amplitude, mas ainda assim assumiam um padrão irregular. O jato gerado na interface, conforme pode ser verificado na figura, possui apenas partículas do *flyer* de alumínio.

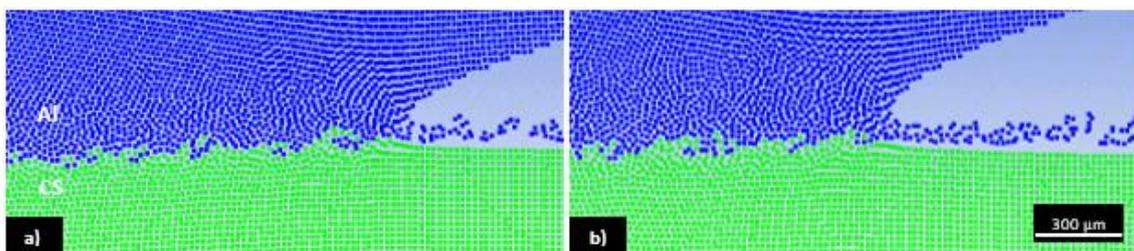


Figura 4.13. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (3449,3 m/s, 15°).

Os valores da pressão nos pontos *Gauge* retirados do gráfico da Figura 4.14 a) mostram que a pressão máxima atingida, no *flyer*, foi de 7,8 GPa, e de 8,2 GPa, na placa base. As temperaturas retiradas das tabelas presentes no APÊNDICE B corresponderam para o *flyer* e para a placa base de 1250 K e 1940 K, respectivamente. Os pontos a vermelho na Figura 4.14 b) correspondem às partículas de alumínio que possuem uma temperatura superior à temperatura de fusão obtida (1250 K). Ao observar-se a camada de partículas de

alumínio fundidas, verifica-se que esta possui uma espessura densa de cerca de 60  $\mu\text{m}$  e é contínua ao longo da interface, características associadas a fusão excessiva, pelo que a ligação entre as placas será pouco resistente.

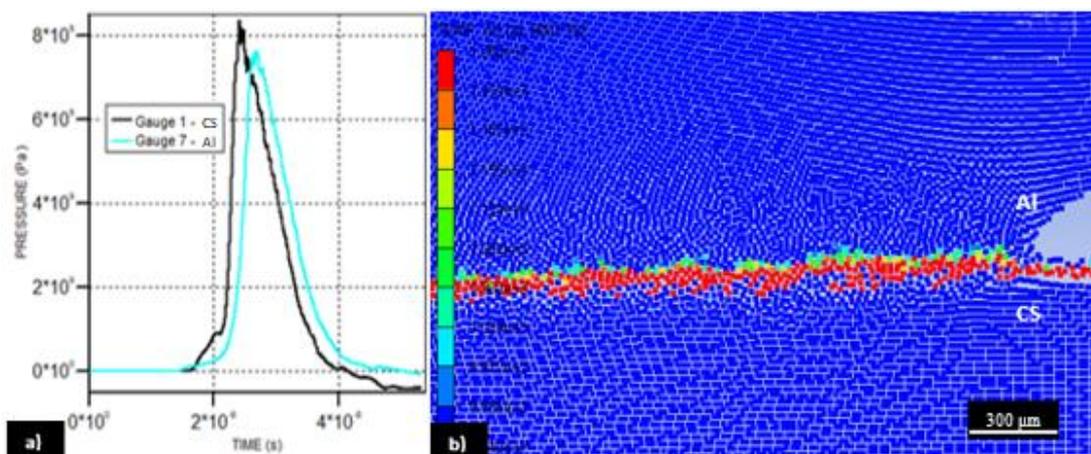


Figura 4.14. Pressão nos pontos Gauge 1 e 7 (a), e camada de fusão do alumínio (b) de simulação com (3449,3 m/s, 15°).

#### 4.1.2.4. Sem Jato

Em duas das simulações numéricas efetuadas não foi possível observar a formação do jato, pelo que será discutida a interface da simulação que contém uma velocidade no ponto de colisão de 3345,5 m/s e um ângulo de colisão de 6° (APÊNDICE A). Como se pode observar na Figura 4.15, a interface obtida é de uma morfologia plana e não existem vestígios de jato. O facto de não se conseguir visualizar o jato pode-se dever ao ângulo de colisão e à velocidade no ponto de colisão que não foram suficientes para deformar plasticamente os materiais, ou devido à resolução em que as simulações foram realizadas que não permitem que partículas mais pequenas sejam observadas. Visto que, esta condição foi obtida à esquerda do limite de Walsh [30], pode-se afirmar que a velocidade de propagação do som no material não é a única variável que determina a formação de jato.

A partir de uma análise geral dos resultados obtidos, para ambas as combinações metálicas (Al-SS e Al-CS), é possível observar que, ao nível da morfologia das ondas da interface, o par Al-SS conseguiu reproduzir interfaces mais onduladas. O jato gerado, para o par Al-CS, era quase sempre constituído exclusivamente por alumínio, enquanto que, no par Al-SS, para velocidades de impacto e ângulos de colisão superiores, já era visível aço inoxidável presente no jato.

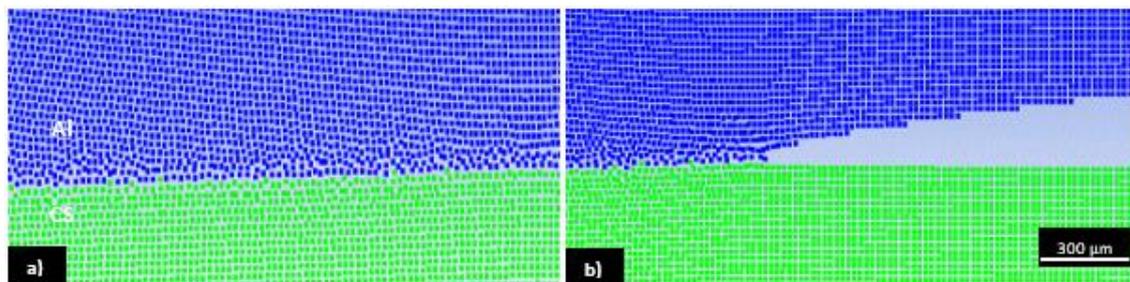


Figura 4.15. Perfil da interface (a), e perfil do jato (b) de simulação com (3345,5 m/s, 6°).

## 4.2. Janelas de Soldabilidade

### 4.2.1. Construção das Janelas de Soldabilidade

Para a construção dos limites da janela de soldabilidade do alumínio AA 6061-T6 (Al) ao aço-inoxidável AISI 304 (SS) e do alumínio AA 6061-T6 (Al) ao aço-carbono V250 de elevada dureza (CS), foram utilizados os parâmetros mencionados no subcapítulo 2.6, cujos valores estão exibidos na Tabela 4.3.

Tabela 4.3. Lista de parâmetros utilizados na elaboração das janelas de soldabilidade Al-SS, e Al-CS.

	Par metálico	Al-SS	Al-CS
Constantes	Rugosidade da superfície - K	0,60	0,60
	Equação Wittman – N(a)	0,11	0,11
	Equação Wittman – N(b)	0,062	0,075
	Número de <i>Reynolds</i> crítico – $Re_{cr}$	10,60	10,60
Placa base	Material Placa Base	SS AISI 304	CS V250
	Dureza Vickers [HV]	129	301
	Densidade [Kg/m <sup>3</sup> ]	7900	8129
Flyer	Material Flyer	AA 6061-T6	AA 6061-T6
	Dureza Vickers [HV]	106	106
	Densidade [Kg/m <sup>3</sup> ]	2703	2703
	Espessura [m]	0,003	0,003
	Temperatura de fusão [°C]	660	660
	Calor Específico [J/Kg.K]	885	885
	Condutibilidade Térmica – $k_f$ [W/m.K]	172	172
	Velocidade de propagação do som [Km/s]	5,24	5,24

Na construção das janelas de soldabilidade foram definidos cinco limites: o limite esquerdo proposto por Cowan *et al.*[2], o limite inferior introduzido por Deribas e

Zakharenko [28], dois limites superiores calculados por Wittman com diferentes constantes  $N$  (0,11 e 0,062)[26], e o limite direito proposto por Walsh *et al.* [30].

Após a definição dos limites da janela de soldabilidade, foi obtido um diagrama que relaciona a janela de soldabilidade com vários estados da interface resultantes das simulações efetuadas, que, por sua vez, se encontram agrupados em quatro grupos: os estados em que ocorreu jato, mas não se formaram ondas (representados por círculos vermelhos), estados em que ocorreu a formação do jato bem como de ondas (representados por quadrados azuis), estados em que se obteve uma fusão excessiva na interface (representados por triângulos roxos) e estados em que não existiu a formação de jato (losangos verdes).

Para as janelas de soldabilidade relativas à pressão gerada na interface do *flyer* de alumínio para cada ensaio simulado, os resultados foram divididos em quatro intervalos de valores: os pontos amarelos correspondem a valores de pressão máximos medidos pelos pontos *Gauge* de 0 GPa a 2 GPa, os verdes de 2 GPa a 4 GPa, os azuis de 4 GPa a 7 GPa e os vermelhos a pressões superiores a 7 GPa.

#### 4.2.2. Janela de Soldabilidade Al – SS

Numa primeira análise à janela de soldabilidade (Figura 4.16), podemos constatar que temos vários pontos dentro dos limites, com a formação de jato, ondas apresentarem fusão excessiva. O limite inferior da janela de soldabilidade representa a fronteira abaixo da qual não é possível existir a formação de uma ligação resistente. Sendo que uma das condições necessárias para a formação de uma ligação resistente é a formação do jato. Como se pode observar na janela de soldabilidade Al-SS, a formação do jato ocorreu para todos os ensaios analisados.

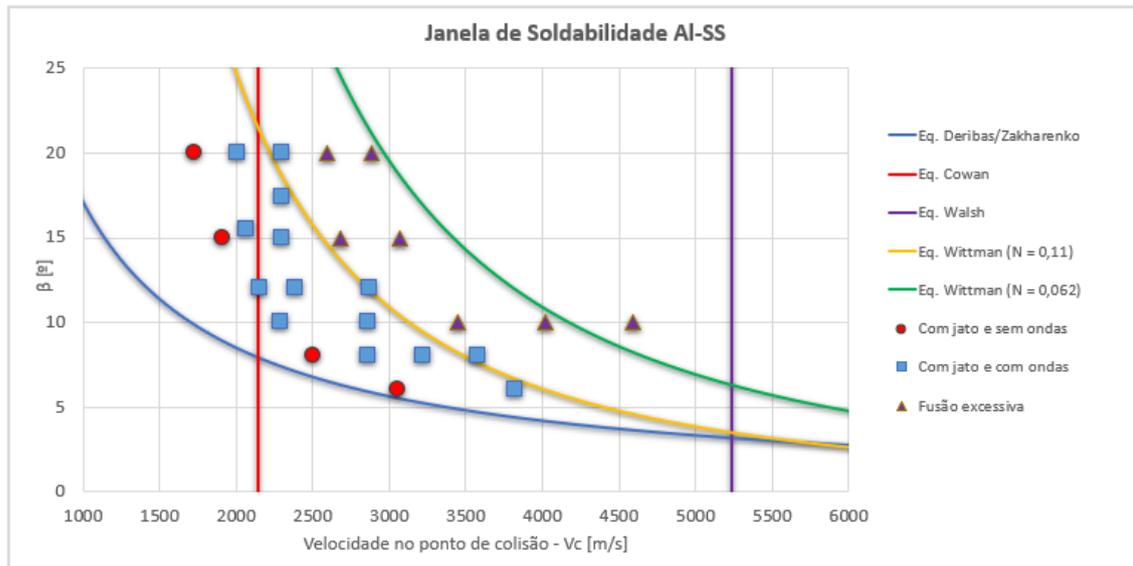
O limite esquerdo proposto por Cowan diz respeito à formação de uma interface ondulada. Contudo, outros autores, como Lysak e Kuzmin [27], referem que este limite tem pouco valor prático, uma vez que a formação de uma interface ondulada não é um requisito para a existência de uma ligação resistente. Estes autores referem ainda que, ao contrário da equação de Cowan *et al.* [2], a transição de uma interface plana para uma interface ondulada não depende apenas da velocidade no ponto de colisão, mas também do ângulo de colisão.

A partir dos ensaios numéricos, é observável que, para ângulos mais baixos, só se começa a observar a formação de ondas para velocidades no ponto de colisão mais

elevadas, enquanto que, para ângulos de colisão superiores a  $12^\circ$ , já se observa uma interface ondulada antes do limite esquerdo. Deste modo, o limite esquerdo não deveria ser uma linha reta, mas sim uma linha semelhante ao limite inferior conforme proposto por Lysak e Kuzmin [27].

A posição do limite superior é importante de forma a determinar os regimes em que há formação excessiva de zonas fundidas, que levam ao enfraquecimento da soldadura. Ao examinar os ensaios numéricos calculados na janela de soldabilidade, pode-se ver que os ensaios em que se tem fusão excessiva na interface ocorrem após o limite superior a amarelo, que corresponde à equação de Wittman para uma constante  $N=0,11$ . O que revela que a constante  $N=0,11$  é a constante correta a utilizar na janela de soldabilidade Al-SS em estudo.

O limite direito é consequência da não formação do jato devido às velocidades no ponto de colisão supersônicas atingidas na colisão das placas, o que impede a formação de uma ligação entre os materiais. Não foram realizados ensaios após o limite direito uma vez que a soldadura para velocidades no ponto de colisão muito altas acontece de forma muito rara.



**Figura 4.16.** Janela de soldabilidade Alumínio – Aço Inoxidável.

Foi medida a pressão máxima atingida no *flyer* numa zona perto da interface, através dos pontos *Gauge* colocados nas placas metálicas (Figura 3.2), para todos os ensaios simulados. Foi criada uma janela de soldabilidade com os mesmos pontos da Figura 4.16, mas que, em vez de apresentar as características da interface, apresenta os valores da pressão

medidos no *flyer* para cada ensaio. A janela de soldabilidade com os respetivos intervalos de pressão no *flyer* de alumínio está representada na Figura 4.17.

Da análise dos valores de pressão, constata-se que, na maior parte dos pontos, os valores de pressão a que correspondem os ensaios com uma interface ondulada (quadrados azuis da Figura 4.16) são os que possuem uma pressão máxima medida nos pontos Gauge do *flyer* de 2 GPa a 4 GPa. Os pontos onde ocorre fusão excessiva correspondem aos pontos azuis (4 GPa a 7 GPa) e vermelhos (superior a 7 GPa).

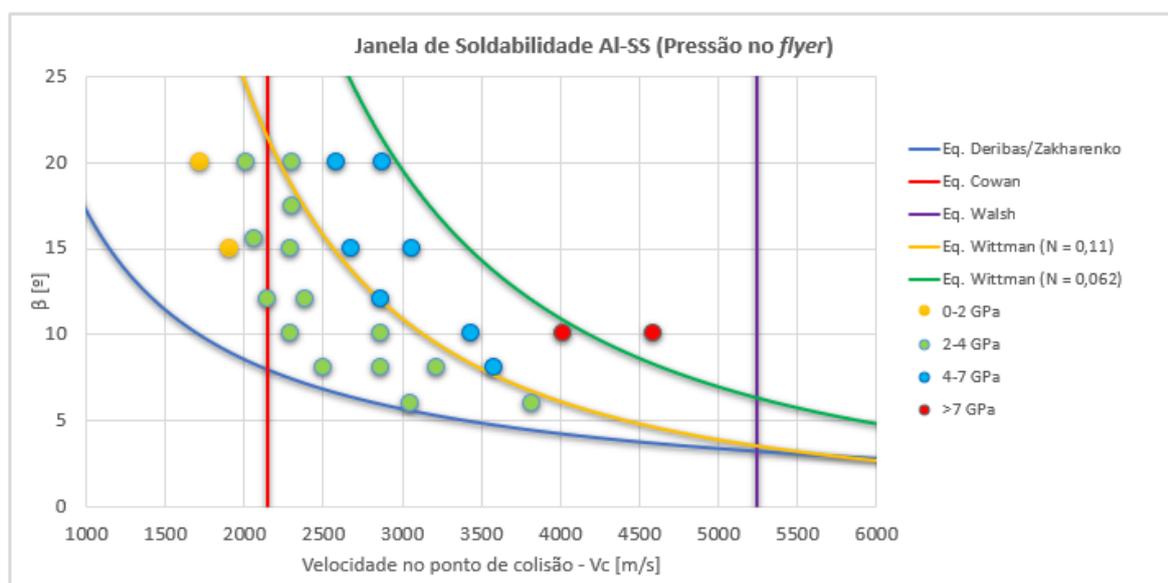


Figura 4.17. Janela de soldabilidade Al – CS com valores de pressão medidos no *flyer* de alumínio.

### 4.2.3. Janela de Soldabilidade Al – CS

A partir da análise da janela de soldabilidade representada na Figura 4.18 constata-se, em primeiro lugar, que a janela de soldabilidade deste alumínio a este aço-carbono é muito pequena e a soldabilidade é muito mais complexa. Isto deve-se, em grande parte, à elevada dureza que o aço possui. Também se constata que existem pontos em que foi possível observar a formação do jato e de ondas (quadrados azuis), que, teoricamente, indicam que a ligação Al-CS ocorreu com êxito. Apesar de, o número de quadrados azuis ser menor comparativamente à janela de soldabilidade Al-SS (Figura 4.16)

Como referido anteriormente, o limite inferior é o limite a partir do qual já se obtém uma soldadura com uma ligação resistente. Da observação da janela Al-CS, pode-se verificar que existem pontos abaixo do limite inferior em que ocorreu a formação de jato.

O limite esquerdo a vermelho não consegue descrever com exatidão a transição de uma morfologia plana para uma morfologia ondulada, uma vez que, como se pode observar na Figura 4.18, para ângulos de colisão mais baixos, essa transição para uma interface com ondas só ocorre para velocidades superiores à do limite, enquanto que, para ângulos superiores a  $12^\circ$ , é possível observar a formação de ondas à esquerda do limite. O limite proposto por Cowan *et al.* [2] está também a uma velocidade no ponto de colisão muito elevada (2795 m/s), devido à elevada dureza do aço.

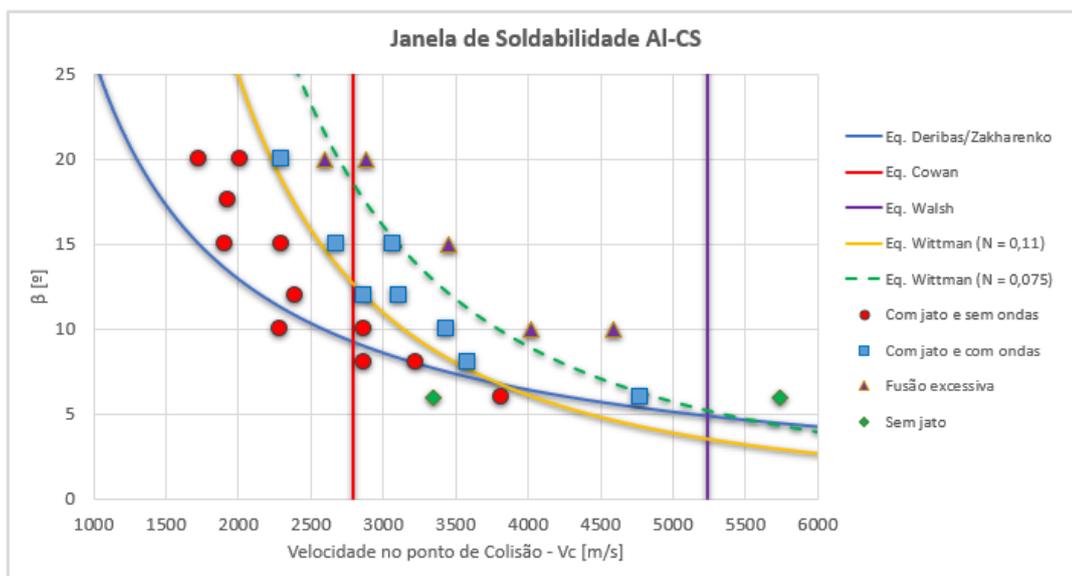


Figura 4.18. Janela de soldabilidade Alumínio – Aço Carbono.

Tal como no caso da janela de soldabilidade Al-SS, a equação que melhor conseguiria descrever o comportamento de transição para uma interface ondulada seria o de Lysak e Kuzmin, [27] obtendo-se um limite que se deveria assemelhar ao limite superior de Wittman com  $N=0,11$ , que como se pode observar na janela Al-CS, a formação de ondas só é visível a partir desse limite.

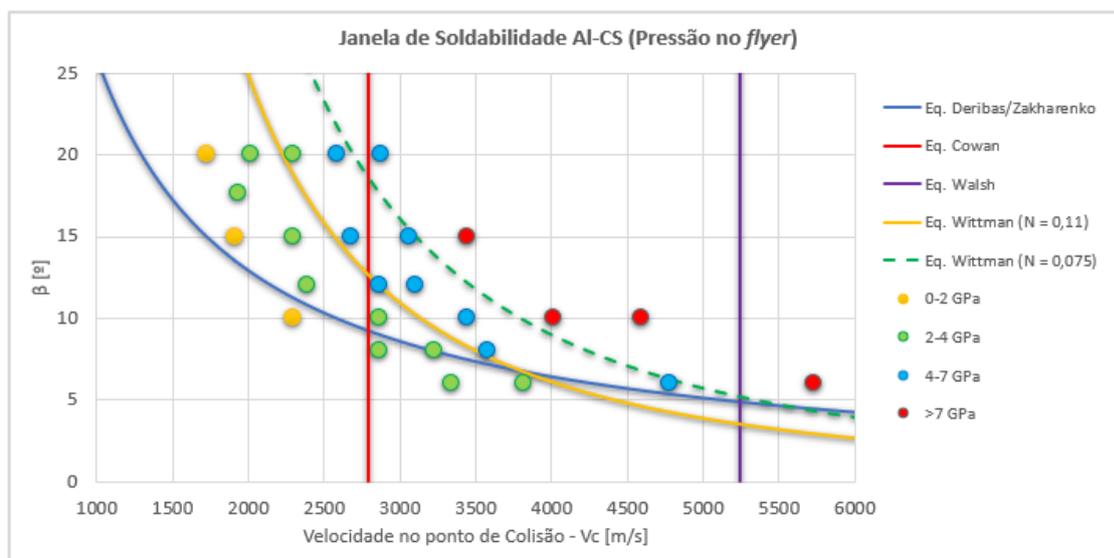
Para velocidades no ponto de colisão muito elevadas, não existe a formação de jato. Foi realizada uma simulação com velocidade no ponto de colisão superior ao limite direito, proposto por Walsh *et al.* [30], para verificar se se obteria jato. E como seria esperado, para regimes de velocidade de colisão tão elevadas o jato não se formou.

O limite superior, relacionado com a ocorrência de fusão excessiva na soldadura, não está bem definido, sendo um dos mais difíceis de determinar, uma vez que as simulações a partir do qual começa a ocorrer fusão excessiva estão acima do limite superior a amarelo

(Eq. Wittman  $N=0,11$ ). Este resultado revela que o limite superior que mais se adequa à combinação específica Al-CS estaria numa posição acima do limite a amarelo, em que a constante da equação de Wittman mais adequada seria para um valor de  $N=0,075$  (limite verde tracejado na Figura 4.18).

Tal como para o Al-SS, também foi obtida uma janela de soldabilidade Al-CS, mostrada na Figura 4.19, com as pressões máximas medidas pelos pontos *Gauge* no *flyer* de alumínio para cada ensaio simulado. Analisando as duas janelas de soldabilidade Al-CS, verifica-se que os ensaios em que ocorreu a formação do jato e de ondas (quadrados azuis), possuem na maioria dos casos uma pressão no *flyer* numa gama de valores entre os 4 GPa e os 7 GPa. Os pontos a vermelho (superior a 7 GPa) corresponderam sempre a ensaios numéricos em que se observou fusão excessiva.

Comparando as duas janelas de soldabilidade (Al-SS e Al-CS), observa-se que a soldabilidade do Al-CS ocorre para regimes de velocidades, e consequentemente, pressões mais elevadas, e que a soldabilidade do alumínio ao aço-carbono é muito mais difícil relativamente à soldabilidade do alumínio ao aço-inoxidável. Também se observa que, a área soldável na janela de soldabilidade Al-CS, é muito mais reduzida, relativamente à janela de soldabilidade Al-SS, o que está em sintonia com o menor número de bons resultados (quadrados azuis).



**Figura 4.19.** Janela de soldabilidade Al – CS com valores de pressão medidos no *flyer* de alumínio.

### 4.3. Comparação Com Resultados Experimentais

Neste subcapítulo, procede-se à comparação dos ensaios numéricos realizados com ensaios experimentais realizados anteriormente [10][41], para as combinações metálicas Al-SS e Al-CS, e serão revistos os parâmetros WIF e IMP.

#### 4.3.1. Comparação de Resultados Al – SS

As soldaduras obtidas experimentalmente por Carvalho *et al.* [43] foram constituídas por um *flyer* de AA 6082-T6, com 111 HV, e uma placa base de aço inoxidável AISI 304, com 181 HV. Os parâmetros iniciais utilizados para os procedimentos numérico e experimental corresponderam a uma velocidade de impacto de 697 m/s e um ângulo de colisão de 17, 4°. As figuras representativas das interfaces encontram-se expostas na Figura 4.20. Os resultados obtidos no procedimento experimental, segundo Carvalho *et al.* [43], foram de que a ligação formada na soldadura era consistente, com deformação plástica e a formação de uma camada intermetálica relativamente fina. Apesar de a interface obtida ser maioritariamente plana, conforme se pode observar na Figura 4.20 a). O resultado obtido no procedimento numérico (Figura 4.20 b)) mostrou uma interface ondulada com as ondas formadas a apresentarem um padrão regular, e os compostos intermetálicos formados a estarem localizados dentro das ondas, apresentando no geral uma soldadura consistente.

A diferença nas interfaces obtidas deve-se sobretudo à diferença das durezas do aço inoxidável, uma vez que a dureza do aço inoxidável que está introduzida no *software* de simulação, é 129 HV, o que permite que a deformação das placas no processo de colisão seja maior. Não terem sido abordadas as características do explosivo no procedimento numérico também pode ter influenciado a obtenção de resultados diferentes, nas duas abordagens.

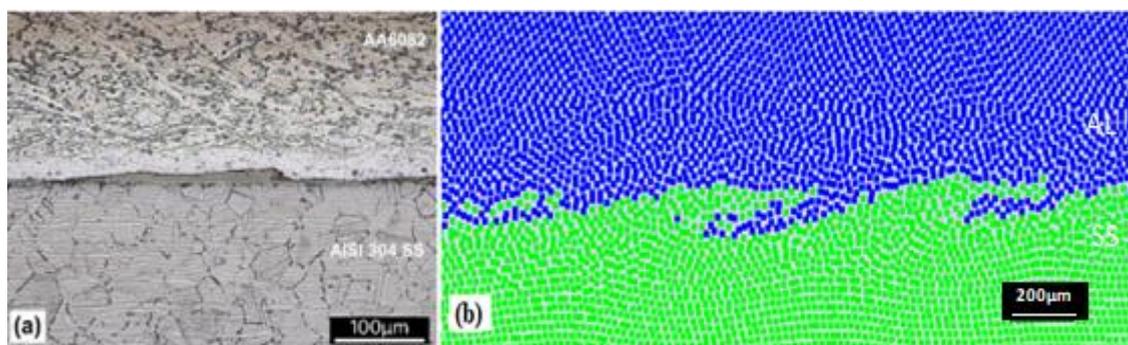


Figura 4.20. Interface Al-SS obtida através do procedimento experimental (a), e numérico (b).

### 4.3.2. Comparação de Resultados Al – CS

Acerca da soldadura do alumínio ao aço carbono, Carvalho *et al.* [10] realizaram um procedimento experimental em que soldaram AA 6082-T6 com 114 HV, ao aço carbono EN10130(DC06), com 99 HV, tendo ambas as placas 3 mm de espessura. Os valores iniciais da velocidade de impacto e ângulo de colisão foram de 592 m/s e 17,6°, respetivamente. As interfaces obtidas nos ensaios experimental e numérico podem ser observadas na Figura 4.21. A soldadura que resultou do procedimento experimental (Figura 4.21 a)), como referem Carvalho *et al.* [10], foi de uma interface que apresentava grandes ondas com elevada deformação plástica, sendo as ondas geradas em forma de caracol com o comprimento das ondas de cerca de 1200  $\mu\text{m}$ . Por sua vez a interface resultante do procedimento numérico (Figura 4.21 b)), em que o metal constituinte da placa estacionária não é o aço carbono EN10130(DC06) mas sim o aço carbono V250, apresentava uma morfologia plana sem ocorrer a deformação plástica entre as placas. A diferença nas interfaces obtidas deve-se sobretudo à diferença de propriedades mecânicas dos aços carbonos, principalmente na dureza dos dois metais, visto que a dureza do aço carbono EN10130(DC06) é de 99 HV e a dureza do aço carbono V250 é de 301 HV.

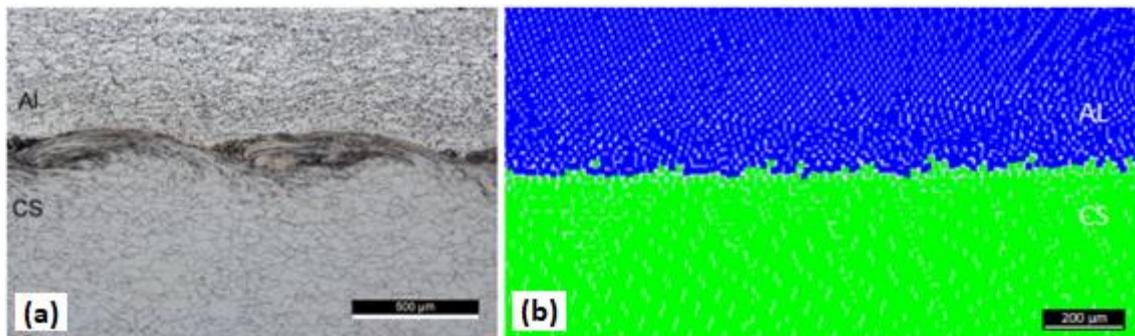


Figura 4.21. Interface Al-CS obtida através do procedimento experimental (a), e numérico (b).

De forma a testar o efeito da dureza, foi realizado um procedimento numérico adicional, com as mesmas condições iniciais dos procedimentos anteriores ( $V_p = 592$  m/s e  $\beta = 17,6^\circ$ ), mas em que o material usado como placa base foi o aço carbono AISI 1006 com uma dureza de 115 HV [64]. Neste procedimento, o modelo de resistência que estava introduzido no material era o modelo Johnson-Cook [64]. Da observação da Figura 4.22, é visível na interface a formação de ondas, tendo as ondas formadas uma morfologia semelhante com as ondas originadas no procedimento experimental da Figura 4.21 a). Seria

de esperar que se existisse o modelo Steinberg-Guinan para este material ou um material de dureza comparável, os resultados seriam ainda mais idênticos com os resultados experimentais.

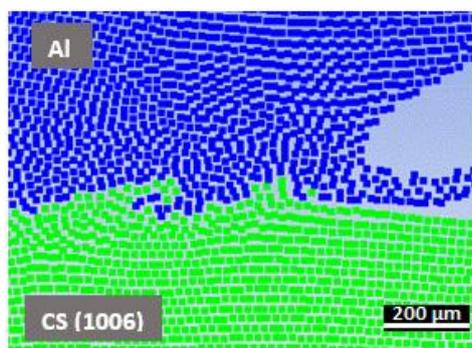


Figura 4.22. Interface Al-CS obtida através de procedimento numérico com placa de base de aço AISI 1006.

### 4.3.3. Parâmetros WIF e IMP

O fator WIF (*Wave Interface Factor*), calculado por Carvalho *et al.* [71], é um fator adimensional que relaciona o rácio das propriedades físicas (densidade [ $\text{kg/m}^3$ ] e temperatura de fusão [K]) do *flyer* e da placa base (equação (4.1)). O fator WIF indica a possibilidade de obter uma ligação com uma interface ondulada, em que, acima de um certo valor, a interface será plana. O fator WIF, apesar de, indicar possibilidade da formação de uma interface ondulada, não indica o tipo de onda que será originada. [44]

$$WIF = \frac{\rho_{flyer}}{\rho_{base}} \times \frac{T_{Mflyer}}{T_{Mbase}} \quad (4.1)$$

De forma a analisar o tipo de ondas que serão formadas, Carvalho *et al.* [44], calculou o parâmetro IMP (*Impedance Mismatch Parameter*), como se pode ver na equação (4.2). O parâmetro IMP está relacionado com o rácio da impedância de choque ( $Z_{Ratio}$ ), que resulta do rácio dos produtos, da densidade [ $\text{kg/m}^3$ ], e da velocidade de propagação do som no material [m/s], para o *flyer* ( $Z_{flyer}$ ), e para a placa base ( $Z_{base}$ ). O valor máximo que o rácio das impedâncias ( $Z_{Ratio}$ ) pode ter é 1, por isso, quanto maior for a distância a este valor, maior é a probabilidade de formar ondas com uma forma mais encaracolada, e quanto mais próxima  $Z_{Ratio}$  for de 1, as ondas terão uma maior probabilidade de possuírem uma forma típica, uma vez que o IMP resulta da diferença entre 1 e  $Z_{Ratio}$ .

$$IMP = |1 - Z_{Ratio}|$$

$$Z_{Ratio} = \frac{Z_{flyer}}{Z_{base}} = \frac{\rho_{flyer} \times C_{bflyer}}{\rho_{base} \times C_{bbase}} \quad (4.2)$$

Na Tabela 4.4 foram apresentados os resultados dos parâmetros calculados. O fator WIF calculado correspondeu a valores de 0,16, para o par Al-SS, e de 0,15, para o par Al-CS. A morfologia da interface observada através dos resultados obtidos nas simulações numéricas, para os pares Al-SS e Al-CS, foi de uma interface ondulada e de uma interface com ondas de baixa amplitude. O parâmetro IMP obtido, foi de 0,61, para o par Al-SS, e de 0,56, para o par Al-CS. Com o tipo de ondas observado nos ensaios simulados, a ser de ondas em forma de caracol para a combinação Al-SS e ondas de forma típica para a combinação Al-CS.

**Tabela 4.4.** Valores dos parâmetros WIF e IMP e morfologias de ondas observadas.

<i>Combinação metálica</i>	<i>WIF</i>	<i>IMP</i>	<i>Morfologia da interface Obtida/(Esperada)</i>	<i>Tipo de onda Obtida/ (Esperada)</i>
<i>Al - SS</i>	0,16	0,61	Ondulada/(Ondulada)	Caracol/(Caracol)
<i>Al - CS</i>	0,15	0,56	OBA/(Ondulada)	Típica/(Caracol)

OBA – Ondas de baixa amplitude

Para o par Al-SS, ambos os parâmetros, WIF e IMP, parecem estar de acordo com o calculado por Carvalho *et al.* [44], [71]. Para o par Al-CS, o mesmo já não acontece, visto que os resultados que foram obtidos pelo cálculo dos parâmetros deveriam ter sido quase idênticos ao par Al-SS, com a morfologia da interface ondulada e as ondas a terem um aspeto encaracolado. Deste modo, seria interessante efetuar-se um estudo adicional das equações, considerando também a dureza como variável no cálculo do WIF e do IMP.

## 5. CONCLUSÕES

Nesta dissertação foi investigada a simulação numérica de soldadura por impacto de duas combinações de metais dissimilares: Alumínio – Aço Inoxidável e Alumínio – Aço Carbono de elevada dureza. Dos resultados obtidos foram retiradas algumas conclusões.

O *software* Autodyn com o método SPH utilizado nas simulações conseguiu reproduzir as características básicas da soldadura por explosão como a formação do jato e das ondas, bem como das distribuições da pressão e da temperatura na interface.

A composição do jato gerado depende maioritariamente do metal que apresente menor densidade, menor dureza e menor temperatura de fusão. O jato aumenta com o aumento da velocidade de impacto e do ângulo de colisão. A dimensão das ondas e da camada de material fundido na interface de ligação dos metais aumenta com o aumento da velocidade no ponto de colisão.

Os limites da janela de soldabilidade Al-SS estavam de acordo com a interface obtida nos ensaios numéricos, com as simulações a partir do limite inferior a apresentarem sempre jato e na maior parte dos casos uma morfologia ondulada. O limite superior com uma constante  $N = 0,11$  foi o limite correto para representar a transição para uma fusão excessiva na interface. Já o limite esquerdo da formação de ondas não correspondeu aos resultados obtidos, uma vez que um limite esquerdo mais adequado não deveria ser uma linha reta.

Os limites da janela de soldabilidade Al-CS não estavam de acordo com os resultados obtidos nas simulações, com o limite esquerdo que se chegou à conclusão que estaria também dependente do ângulo de colisão, e não só da velocidade no ponto de colisão, e o limite superior mais correto a ser utilizado estaria numa posição em que a constante da equação de Wittman teria um valor aproximado de  $N = 0,075$ .

Os valores das pressões no *flyer* das simulações que apresentaram os resultados mais favoráveis correspondiam a um intervalo de pressões de 2 GPa a 4 GPa no caso Al-SS, e de 4 GPa a 7 GPa no caso Al-CS.

Para os metais estudados, a área de soldabilidade do alumínio – aço inoxidável é maior, em comparação com a soldabilidade do alumínio – aço carbono.

Da comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais, a dureza inicial das placas metálicas parece ter um efeito preponderante no tipo resultados obtido.

Os parâmetros WIF e IMP indicaram estar corretos para o par Al-SS, mas para o par Al-CS, ambos os parâmetros não estavam em sintonia com os resultados obtidos. A inclusão da dureza no cálculo dos parâmetros poderá trazer maior exatidão aos resultados.

Os ensaios com os modelos numéricos podem ajudar a prever os parâmetros necessários para desenvolver uma soldadura mais eficaz e estabelecer janelas de soldabilidades mais precisas, ou seja, a modelação numérica da soldadura por impacto pode ser um complemento bastante útil de forma a reduzir erros nos ensaios experimentais, diminuindo o custo de produção.

### **5.1. Limitações e Propostas para Trabalho Futuro**

É necessária uma elevada exigência computacional para levar a cabo um grande número de simulações numéricas. Cada simulação realizada demora entre quatro a oito horas e ocupa cerca de um *gigabyte* de espaço em disco.

A abordagem usada para analisar diferentes comportamentos que ocorrem na interface como as características das ondas ou quando é que ocorre fusão excessiva é muito qualitativa, principalmente em zonas perto dos limites da janela de soldabilidade. Não existem critérios que nos ajudem a saber os valores exatos da temperatura ou do tamanho das ondas, pelo que serão sempre feitas aproximações. Só com uma análise intensiva a uma amostra experimental é que se poderá avaliar com exatidão a qualidade da soldadura.

Uma das melhorias a serem efetuadas seria a introdução de mais constantes e modelos de resistência para mais materiais, uma vez que existe pouca opção de escolha. Outra melhoria a ser efetuada seria poder conseguir mudar as propriedades dos materiais existentes, que estão inseridos no *software*, como por exemplo a dureza. Desta forma os resultados obtidos quer na interface, quer na janela de soldabilidade já seriam diferentes.

Outra sugestão para trabalho futuro seria validar experimentalmente os resultados obtidos numericamente, para o aço-carbono V250 usado como referência.

---

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] S. . Carpenter and R. . Wittman, “Explosion Welding,” *Mech. Eng.*, vol. 100, no. 5, pp. 28–35, 1978.
- [2] G. R. Cowan, O. R. Bergmann, and A. H. Holtzman, “Mechanism of bond zone wave formation in explosion-clad metals,” *Metall. Mater. Trans. B*, vol. 2, no. 11, pp. 3145–3155, 1971.
- [3] T. . Blazynsky, *Explosive Welding , Forming and Compaction*. 1983.
- [4] A. O. Brien, *Arc Welding Handbook*, vol. 3, no. 2890. 2007.
- [5] C. Merriman, “The fundamentals of explosion welding,” *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 85, no. 7, pp. 27–29, 2006.
- [6] B. Crossland and J. . Williams, “Explosive Welding,” *Explos. Weld.*, vol. 36, no. 5, pp. 62–65, 1970.
- [7] Q. Chu, M. Zhang, J. Li, and C. Yan, “Experimental and numerical investigation of microstructure and mechanical behavior of titanium/steel interfaces prepared by explosive welding,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 689, no. December 2016, pp. 323–331, 2017.
- [8] E. Zamani and G. H. Liaghat, “Explosive welding of stainless steel-carbon steel coaxial pipes,” *J. Mater. Sci.*, vol. 47, no. 2, pp. 685–695, 2012.
- [9] B. Gulenc, “Investigation of interface properties and weldability of aluminum and copper plates by explosive welding method,” *Mater. Des.*, vol. 29, no. 1, pp. 275–278, 2008.
- [10] G. H. S. F. L. Carvalho, I. Galvão, R. Mendes, R. M. Leal, and A. Loureiro, “Microstructure and mechanical behaviour of aluminium-carbon steel and aluminium-stainless steel clads produced with an aluminium interlayer,” *Mater. Charact.*, vol. 155, no. April, p. 109819, 2019.
- [11] J. E. Kennedy, “Gurney energy of explosives: Estimation of the velocity and impulse imparted to driven metal,” *Rep. No. SC-RR-70-790*, 1970.
- [12] S. P. Kiselev and V. I. Mali, “Numerical and experimental modeling of jet formation during a high-velocity oblique impact of metal plates,” *Combust. Explos. Shock*

- Waves*, vol. 48, no. 2, pp. 214–225, 2012.
- [13] I. A. Bataev *et al.*, “Towards better understanding of explosive welding by combination of numerical simulation and experimental study,” *Mater. Des.*, vol. 169, p. 107649, 2019.
- [14] S. A. A. Akbari Mousavi and S. T. S. Al-Hassani, “Finite element simulation of explosively-driven plate impact with application to explosive welding,” *Mater. Des.*, vol. 29, no. 1, pp. 1–19, 2008.
- [15] A. A. A. Mousavi and S. T. S. Al-Hassani, “Numerical and experimental studies of the mechanism of the wavy interface formations in explosive/impact welding,” *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 53, no. 11, pp. 2501–2528, 2005.
- [16] A. S. Bahrani, T. J. Black, and B. Crossland, “The mechanics of wave formation in explosive welding,” *Proc. R. Soc. London. Ser. A. Math. Phys. Sci.*, vol. 296, no. 1445, pp. 123–136, 1967.
- [17] G. R. Abrahamson, “Permanent periodic surface deformations due to a traveling jet,” *J. Appl. Mech. Trans. ASME*, vol. 28, no. 4, pp. 519–528, 1960.
- [18] J. N. Hunt, “Wave formation in explosive welding,” *Philos. Mag.*, vol. 17, no. 148, pp. 669–680, 1968.
- [19] J. L. Robinson, “The mechanics of wave formation in impact welding,” *Philos. Mag.*, vol. 31, no. 3, pp. 587–597, 1975.
- [20] D. R. Hay, “Explosive Welding: Applications and Techniques,” in *High-Pressure Science and Technology*, Springer US, 1979, pp. 1813–1836.
- [21] A. Nassiri, B. Kinsey, and G. Chini, “Shear instability of plastically-deforming metals in high-velocity impact welding,” *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 95, pp. 351–373, 2016.
- [22] E. P. Carton, “Wave forming mechanisms in explosive welding,” *Mater. Sci. Forum*, vol. 465–466, pp. 219–224, 2004.
- [23] F. Homann, “Einfluß großer Zähigkeit bei Strömung um Zylinder,” *Forsch. auf dem Gebiete des Ingenieurwesens*, vol. 7, no. 1, pp. 1–10, 1936.
- [24] D. B. and R. P. I. Plaksin, J. Campos, J. Ribeiro, R. Mendes, J. Direito, “Novelties in physics of explosive welding and powder compaction,” *J. Phys.*, vol. IV, 2003.
- [25] R. Mendes, J. B. Ribeiro, and A. Loureiro, “Effect of explosive characteristics on the explosive welding of stainless steel to carbon steel in cylindrical configuration,”

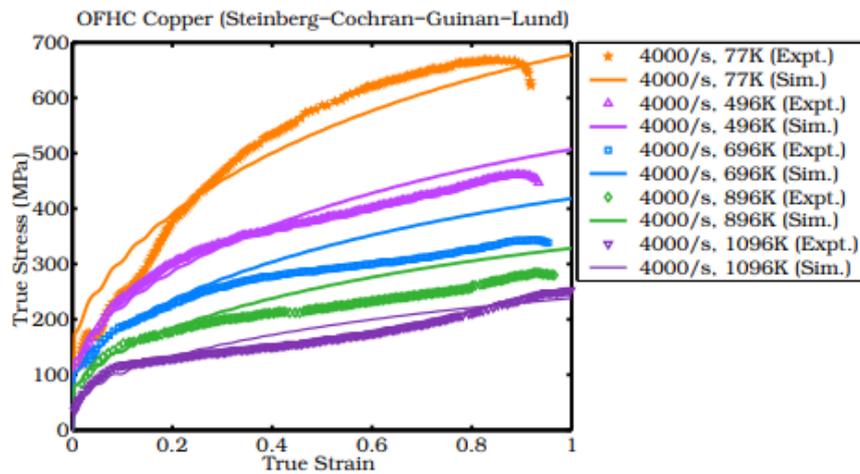
- 
- Mater. Des.*, vol. 51, pp. 182–192, 2013.
- [26] J. B. Ribeiro, R. Mendes, and A. Loureiro, “Review of the weldability window concept and equations for explosive welding,” *J. Phys. Conf. Ser.*, vol. 500, no. 5, 2014.
- [27] V. I. Lysak and S. V. Kuzmin, “Lower boundary in metal explosive welding. Evolution of ideas,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 212, no. 1, pp. 150–156, 2012.
- [28] A. A. Deribas and I. D. Zakharenko, “Surface effects with oblique collisions between metallic plates,” *Combust. Explos. Shock Waves*, vol. 10, no. 3, pp. 358–367, 1974.
- [29] W. S. De Rosset, “Analysis of explosive bonding parameters,” *Mater. Manuf. Process.*, vol. 21, no. 6, pp. 634–638, 2006.
- [30] J. M. Walsh, R. G. Shreffler, and F. J. Willig, “Limiting conditions for jet formation in high velocity collisions,” *J. Appl. Phys.*, vol. 24, no. 3, pp. 349–359, 1953.
- [31] A. Szecket, O. T. Inal, D. J. Viguera, and J. Rocco, “A wavy versus straight interface in the explosive welding of aluminum to steel,” *J. Vac. Sci. Technol. A Vacuum, Surfaces, Film.*, vol. 3, no. 6, pp. 2588–2593, 1985.
- [32] T. Leszczynski, “Structure and properties of St41 + Al aluminium joints produced by explosive welding,” *Weld. Int.*, vol. 6, no. 5, pp. 347–350, 1992.
- [33] Y. Li, H. Hashimoto, E. Suedai, Y. Zhang, and Z. Zhang, “Morphology and structure of various phases at the bonding interface of Al/steel formed by explosive welding,” *J. Electron Microsc. (Tokyo)*, vol. 49, no. 1, pp. 5–16, 2000.
- [34] M. Acarer and B. Demir, “An investigation of mechanical and metallurgical properties of explosive welded aluminum-dual phase steel,” *Mater. Lett.*, vol. 62, no. 25, pp. 4158–4160, 2008.
- [35] L. Tricarico, R. Spina, D. Sorgente, and M. Brandizzi, “Effects of heat treatments on mechanical properties of Fe/Al explosion-welded structural transition joints,” *Mater. Des.*, vol. 30, no. 7, pp. 2693–2700, 2009.
- [36] L. Tricarico and R. Spina, “Mechanical strength of Fe/Al structural transition joints subject to thermal loading,” *Arch. Mater. Sci. Eng.*, vol. 37, no. 2, pp. 85–93, 2009.
- [37] X. Li, H. Ma, and Z. Shen, “Research on explosive welding of aluminum alloy to steel with dovetail grooves,” *Mater. Des.*, vol. 87, pp. 815–824, 2015.
- [38] G. Costanza, V. Crupi, E. Guglielmino, A. Sili, and M. E. Tata, “S aldatura
-

- Metallurgical characterization of an explosion welded aluminum / steel joint Welding,” pp. 17–22, 2016.
- [39] Y. Aizawa, J. Nishiwaki, Y. Harada, S. Muraishi, and S. Kumai, “Experimental and numerical analysis of the formation behavior of intermediate layers at explosive welded Al/Fe joint interfaces,” *J. Manuf. Process.*, vol. 24, pp. 100–106, 2016.
- [40] P. Corigliano, V. Crupi, E. Guglielmino, and A. Mariano Sili, “Full-field analysis of AL/FE explosive welded joints for shipbuilding applications,” *Mar. Struct.*, vol. 57, no. September 2017, pp. 207–218, 2018.
- [41] Y. Kaya, “Microstructural, mechanical and corrosion investigations of ship steel-aluminum bimetal composites produced by explosive welding,” *Metals (Basel)*, vol. 8, no. 7, 2018.
- [42] G. H. S. F. L. Carvalho, I. Galvão, R. Mendes, R. M. Leal, and A. Loureiro, “Formation of intermetallic structures at the interface of steel-to-aluminium explosive welds,” *Mater. Charact.*, vol. 142, no. June, pp. 432–442, 2018.
- [43] G. H. S. F. L. Carvalho, I. Galvão, R. Mendes, R. M. Leal, and A. Loureiro, “Explosive welding of aluminium to stainless steel,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 262, no. March, pp. 340–349, 2018.
- [44] G. H. S. F. L. Carvalho, I. Galvão, R. Mendes, R. M. Leal, and A. Loureiro, “Explosive welding of aluminium to stainless steel using carbon steel and niobium interlayers,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 283, no. April, p. 116707, 2020.
- [45] T. Izuma, K. Hokamoto, M. Fujita, and M. Aoyagi, “Single-shot explosive welding of hard-to-weld a5083/sus304 clad using sus304 intermediate plate,” *Weld. Int.*, vol. 6, no. 12, pp. 941–946, 1992.
- [46] K. Hokamoto, T. Izuma, and M. Fujita, “New explosive welding technique to weld,” *Metall. Trans. A*, vol. 24, no. 10, pp. 2289–2297, 1993.
- [47] E. Kakimoto, “Joint material of aluminium and stainless steel for welding,” *Weld. Int.*, vol. 14, no. 8, pp. 614–619, 2000.
- [48] S. M. Aceves, F. Espinosa-Loza, J. W. Elmer, and R. Huber, “Comparison of Cu, Ti and Ta interlayer explosively fabricated aluminum to stainless steel transition joints for cryogenic pressurized hydrogen storage,” *Int. J. Hydrogen Energy*, vol. 40, no. 3, pp. 1490–1503, 2015.
- [49] X. Guo, J. Tao, W. Wang, H. Li, and C. Wang, “Effects of the inner mould material

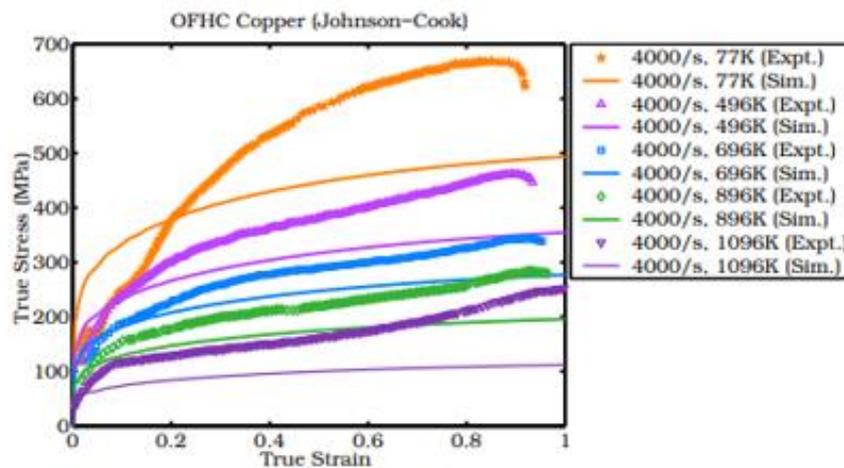
- on the aluminium-316L stainless steel explosive clad pipe,” *Mater. Des.*, vol. 49, pp. 116–122, 2013.
- [50] X. Guo, M. Fan, L. Wang, and F. Ma, “Bonding Interface and Bending Deformation of Al/316LSS Clad Metal Prepared by Explosive Welding,” *J. Mater. Eng. Perform.*, vol. 25, no. 6, pp. 2157–2163, 2016.
- [51] B. B. Sherpa, A. Upadhyay, S. Kumar, V. Mangla, P. D. Kumar, and A. Agarwal, “Examination of Joint Integrity in parallel plate configuration of explosive welded SS-Al combination,” *Mater. Today Proc.*, vol. 4, no. 2, pp. 1260–1267, 2017.
- [52] M. R. K. G. Shiran, H. Bakhtiari, S. A. A. A. Mousavi, G. Khalaj, and S. M. Mirhashemi, “Effect of stand-off distance on the mechanical and metallurgical properties of explosively bonded 321 austenitic stainless steel - 1230 aluminum alloy tubes,” *Mater. Res.*, vol. 20, no. 2, pp. 291–302, 2017.
- [53] M. K. G. Shiran, G. Khalaj, H. Pouraliakbar, M. Jandaghi, H. Bakhtiari, and M. Shirazi, “Effects of heat treatment on the intermetallic compounds and mechanical properties of the stainless steel 321–aluminum 1230 explosive-welding interface,” *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, vol. 24, no. 11, 2017.
- [54] J. Kaur, V. Mangla, J. Singh, S. Kumar, and N. Srivastava, “Cladding of stainless steel (SS304) on aluminium alloy (AA1100) by explosive welding,” *Mater. Today Proc.*, vol. 5, no. 9, pp. 19136–19139, 2018.
- [55] A. Akihisa, “Numerical Study of the Mechanism of Wavy Interface Generation in Explosive Welding,” *JSME Int. J.*, no. 43, p. 2091, 1997.
- [56] J. Nishiwaki, Y. Sawa, Y. Harada, and S. Kumai, “SPH analysis on formation manner of wavy joint interface in impact welded Al/Cu dissimilar metal plates,” *Mater. Sci. Forum*, vol. 794–796, pp. 383–388, 2014.
- [57] Z. L. Zhang, D. L. Feng, and M. B. Liu, “Investigation of explosive welding through whole process modeling using a density adaptive SPH method,” *J. Manuf. Process.*, vol. 35, no. July, pp. 169–189, 2018.
- [58] A. Nassiri and B. Kinsey, “Numerical studies on high-velocity impact welding: smoothed particle hydrodynamics (SPH) and arbitrary Lagrangian–Eulerian (ALE),” *J. Manuf. Process.*, vol. 24, pp. 376–381, 2016.
- [59] X. Wang *et al.*, “Numerical study of the mechanism of explosive/impact welding using Smoothed Particle Hydrodynamics method,” *Mater. Des.*, vol. 35, pp. 210–

- 219, 2012.
- [60] G. F. Sui, J. S. Li, H. W. Li, F. Sun, T. B. Zhang, and H. Z. Fu, “Investigation on the explosive welding mechanism of corrosion-resisting aluminum and stainless steel tubes through finite element simulation and experiments,” *Int. J. Miner. Metall. Mater.*, vol. 19, no. 2, pp. 151–158, 2012.
- [61] N. Teyssier, “Numerical modelization of the explosive welding process,” 2019.
- [62] J. A. Vargas, J. E. Torres, J. A. Pacheco, and R. J. Hernandez, “Analysis of heat input effect on the mechanical properties of Al-6061-T6 alloy weld joints,” *Mater. Des.*, vol. 52, pp. 556–564, 2013.
- [63] P. D. Harvey, *Engineering properties of steel*. 1982.
- [64] G. R. Johnson and W. H. Cook, “A Computational Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strain, High Strain Rates and High Pressures,” *Seventh Int. Symp. Ballist.*, pp. 541–547, 1983.
- [65] D. J. Steinberg, S. G. Cochran, and M. W. Guinan, “A constitutive model for metals applicable at high-strain rate,” *J. Appl. Phys.*, vol. 51, no. 3, pp. 1498–1504, 1980.
- [66] B. Banerjee, “An evaluation of plastic flow stress models for the simulation of high-temperature and high-strain-rate deformation of metals,” no. 1987, pp. 1–43, 2019.
- [67] A. Nassiri, G. Chini, A. Vivek, G. Daehn, and B. Kinsey, “Arbitrary Lagrangian-Eulerian finite element simulation and experimental investigation of wavy interfacial morphology during high velocity impact welding,” *Mater. Des.*, vol. 88, pp. 345–358, 2015.
- [68] A. Nassiri, A. Vivek, T. Abke, B. Liu, T. Lee, and G. Daehn, “Depiction of interfacial morphology in impact welded Ti/Cu bimetallic systems using smoothed particle hydrodynamics,” *Appl. Phys. Lett.*, vol. 110, no. 23, pp. 8–13, 2017.
- [69] M. B. Liu and G. R. Liu, *Smoothed particle hydrodynamics (SPH): An overview and recent developments*, vol. 17, no. 1. 2010.
- [70] Y. Y. Émurlaeva *et al.*, “Welding window: Comparison of deribas’ and wittman’s approaches and SPH simulation results,” *Metals (Basel)*, vol. 9, no. 12, 2019.
- [71] G. H. S. F. L. Carvalho, R. Mendes, R. M. Leal, I. Galvão, and A. Loureiro, “Effect of the flyer material on the interface phenomena in aluminium and copper explosive welds,” *Mater. Des.*, vol. 122, pp. 172–183, 2017.

## ANEXO A



(b) Various temperatures at 4000/s strain-rate.



(a) Various temperatures at 4000/s strain-rate.

Retirado de B. Banerjee, “An evaluation of plastic flow stress models for the simulation of high-temperature and high-strain-rate deformation of metals,” no. 1987, pp. 1–43, 2019.



## ANEXO B

Table 10: Comparison of the error in the yield stress predicted by the five flow stress models for a strain-rate of 4000/s.

Temp. (K)	Strain Rate (/s)	Error	JC (%)	SCGL (%)	ZA (%)	MTS (%)	PTW (%)
77	4000	Max.	34	26	24	-5	-8
		Min.	-28	-8	-9	-22	-17
		Mean	-14	-8	-2	-18	-15
		Median	-21	-4	-6	-19	-15
		Std. Dev.	16	9	9	5	2
496	4000	Max.	-2	11	-17	-11	-8
		Min.	-24	-7	-27	-26	-29
		Mean	-17	3	-22	-15	-14
		Median	-17	5	-21	-14	-13
		Std. Dev.	5	5	3	3	5
696	4000	Max.	-2	22	-16	-3	-4
		Min.	-20	-2	-25	-16	-20
		Mean	-14	13	-20	-6	-9
		Median	-15	15	-19	-6	-7
		Std. Dev.	4	7	3	3	5
896	4000	Max.	-16	20	-17	3	-2
		Min.	-32	-9	-24	-15	-30
		Mean	-23	13	-20	-3	-13
		Median	-21	16	-20	-2	-11
		Std. Dev.	4	7	2	5	9
1096	4000	Max.	-35	17	-8	12	4
		Min.	-56	-13	-30	-25	-45
		Mean	-42	7	-15	-1.4	-18
		Median	-39	9	-12	3	-15
		Std. Dev.	7	8	7	12	16

Adaptado de B. Banerjee, "An evaluation of plastic flow stress models for the simulation of high-temperature and high-strain-rate deformation of metals," no. 1987, pp. 1–43, 2019.



## APÊNDICE A

### AI-SS

$V_p$ [m/s]	$\beta$ [°]	$V_c$ [m/s]
400	10	2295,9
500	10	2869,9
600	10	3443,9
700	10	4017,8
800	10	4591,8
500	15	1916,3
600	15	2299,5
700	15	2682,8
800	15	3066,1
600	20	1728,5
700	20	2016,6
800	20	2304,7
900	20	2592,7
1000	20	2880,8
320	6	3058,7
400	6	3823,4
350	8	2510
400	8	2868,6
450	8	3227,1
500	8	3585,7
450	12	2153,6
500	12	2392,9
600	12	2871,5
559	15,5	2073,7
697	17,4	2305,1

## Al-CS

$V_p$ [m/s]	$\beta$ [°]	$V_c$ [m/s]
400	10	2295,9
500	10	2869,9
600	10	3443,9
700	10	4017,8
800	10	4591,8
500	15	1916,3
600	15	2299,5
700	15	2682,8
800	15	3066,1
900	15	3449,3
600	20	1728,5
700	20	2016,6
800	20	2304,7
900	20	2592,7
1000	20	2880,8
350	6	3345,5
400	6	3823,4
500	6	4779,3
600	6	5735,1
400	8	2868,6
450	8	3227,1
500	8	3585,7
500	12	2392,9
600	12	2871,5
650	12	3110,8
592	17,6	1935,8

**APÊNDICE B**

Al - AA6061-T6		
p (GPa)	$\eta$	Tf (K)
0,0	1	934
0,7	1,01	965
1,5	1,02	996
2,3	1,03	1028
3,1	1,04	1060
3,9	1,05	1092
4,7	1,06	1125
5,5	1,07	1158
6,3	1,08	1191
7,2	1,09	1225
8,1	1,1	1259
8,9	1,11	1294
9,8	1,12	1329
10,8	1,13	1364
11,7	1,14	1399
12,6	1,15	1435
13,6	1,16	1471
14,6	1,17	1508
15,6	1,18	1544
16,6	1,19	1581
17,6	1,2	1619
18,6	1,21	1656
19,7	1,22	1694
20,8	1,23	1732
21,9	1,24	1770
23,0	1,25	1809
24,1	1,26	1848
25,3	1,27	1887
26,5	1,28	1926
27,7	1,29	1965
28,9	1,3	2005

SS - AISI 304		
p (GPa)	$\eta$	Tf (K)
0,0	1	1673
1,7	1,01	1727
3,4	1,02	1781
5,1	1,03	1836
6,9	1,04	1892
8,7	1,05	1949
10,5	1,06	2006
12,4	1,07	2064
14,3	1,08	2122
16,3	1,09	2181
18,3	1,1	2240
20,4	1,11	2301
22,4	1,12	2361
24,6	1,13	2423
26,8	1,14	2484
29,0	1,15	2547
31,3	1,16	2610
33,6	1,17	2673
35,9	1,18	2737
38,4	1,19	2801
40,8	1,2	2866
43,4	1,21	2932
46,0	1,22	2997
48,6	1,23	3064
51,3	1,24	3130
54,0	1,25	3198
56,9	1,26	3265
59,7	1,27	3333
62,7	1,28	3402
65,7	1,29	3470
68,7	1,3	3539

CS-V250		
p (GPa)	$\eta$	Tf (K)
0,0	1	1686
1,3	1,01	1729
2,7	1,02	1772
4,1	1,03	1815
5,5	1,04	1858
6,9	1,05	1901
8,5	1,06	1944
10,0	1,07	1988
11,6	1,08	2031
13,2	1,09	2075
14,9	1,1	2118
16,6	1,11	2162
18,4	1,12	2205
20,2	1,13	2249
22,1	1,14	2292
24,0	1,15	2336
26,0	1,16	2379
28,1	1,17	2423
30,2	1,18	2466
32,3	1,19	2510
34,5	1,2	2553
36,8	1,21	2596
39,2	1,22	2639
41,6	1,23	2682
44,0	1,24	2725
46,6	1,25	2768
49,2	1,26	2811
51,9	1,27	2854
54,7	1,28	2896
57,5	1,29	2939
60,5	1,3	2981